



ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COLAPSO DE TUBOS DE REVESTIMENTO E PRODUÇÃO SOB TRAÇÃO AXIAL E PRESSÃO EXTERNA

Eduardo Felipe Pereira da Silva

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Oceânica, COPPE, da Universidade Federal
do Rio de Janeiro, como parte dos
requisitos necessários à obtenção do título
de Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Rio de Janeiro

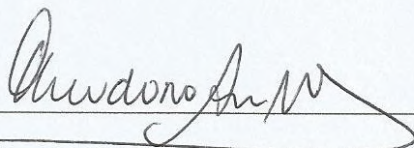
Julho de 2018

ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COLAPSO DE TUBOS DE
REVESTIMENTO E PRODUÇÃO SOB TRAÇÃO AXIAL E PRESSÃO EXTERNA

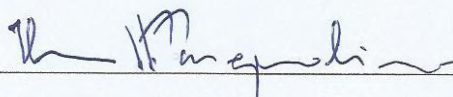
Eduardo Felipe Pereira da Silva

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA
(COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

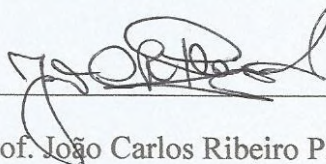
Examinada por:



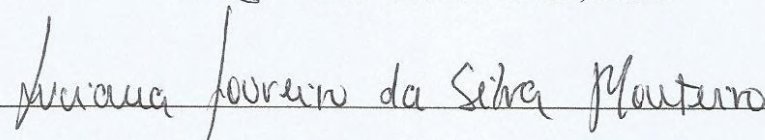
Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.



Prof. Ilson Paranhos Pasqualino, D.Sc.



Prof. João Carlos Ribeiro Plácido, Ph.D.



Prof.ª Luciana Loureiro da Silva Monteiro, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JULHO DE 2018

Silva, Eduardo Felipe Pereira da

Estudo numérico-experimental do colapso de tubos de revestimento e produção sob tração axial e pressão externa / Eduardo Felipe Pereira da Silva. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XV, 116 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Dissertação (Mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 103-105.

1. Colapso. 2. Tração Axial e Pressão Externa. 3. Tubos de Revestimento 4. Tubos de Produção. I. Netto, Theodoro Antoun. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente aos meus pais, Valmir e Regina, por terem dedicado todos os esforços na minha formação pessoal e profissional, sem eles não poderia ter chegado aqui.

Aos meus irmãos, Pedro e Sandra, às minhas sobrinhas, Stella e Safira, aos meus cunhados, Cristiano e Marta, aos meus sogros, Hermano e Madalena pelo total apoio e por todas as palavras de motivação e paciência demonstrada nos momentos mais difíceis durante esse período.

À minha esposa e amiga, Joele, pela dedicação em buscar o melhor para mim e por sempre acreditar no sucesso desse trabalho.

Aos meus amigos e familiares, que me incentivaram e que estiveram sempre à disposição para ajudar.

Ao Prof. Theodoro Antoun Netto por acreditar no meu trabalho, pela orientação, por estar sempre disponível e por permitir realizar todo o trabalho experimental dessa dissertação.

Aos amigos e professores do mestrado e toda a equipe do Laboratório de Tecnologia Submarina, em especial aos amigos Marcos Pedreira, Renan Lima, Robson, Lucas Lopes, Fabrício, Profº Ison, Luciano Crespo, Ricardo Oliveira, Túlio, Willian, Gabriel Castiñeira, Marcelo, Marcelinho, Elias, Cristiane, Danielle Romão, Lucianita Barbosa e Eloisa Moreira pela dedicação e pela grande contribuição na execução desse trabalho.

Ao CNPQ pelo apoio financeiro durante o mestrado e ao FINEP pelo financiamento do projeto.

E a Deus, por me fazer superar todas as dificuldades nesse período.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COLAPSO DE TUBOS DE REVESTIMENTO E PRODUÇÃO SOB TRAÇÃO AXIAL E PRESSÃO EXTERNA

Eduardo Felipe Pereira da Silva

Julho/2018

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Programa: Engenharia Oceânica

A redução no custo de construção de poços de petróleo pode ser alcançada com o dimensionamento adequado das colunas de revestimento e produção. O objetivo dessa dissertação é avaliar as equações de colapso para tubos OCTG propostas na norma vigente ISO 10400/API TR 5C3 para um carregamento combinado de pressão externa e tração axial. Um modelo numérico não linear baseado no método de elementos finitos foi desenvolvido no programa comercial ABAQUS para avaliação do efeito do carregamento combinado na pressão de colapso. O efeito de alguns parâmetros como magnitude da tração, razão D/t e ovalização inicial foram estudados no modelo. Além disso, testes experimentais foram realizados em escala reduzida com tubos de aço inox 316L com duas relações D/t distintas (15 e 24) para calibração do modelo numérico. Esse estudo em escala reduzida foi desenvolvido a partir do estudo em escala real com tubos de revestimento J55 para analisar o efeito de cargas trativas mais elevadas na pressão de colapso. Os resultados experimentais confirmaram que a pressão de colapso foi reduzida em 32% para tubos de relação D/t igual a 15, enquanto que para a relação D/t igual a 24, a redução foi de 13,5% para uma tração de 60% da tração de escoamento. Além disso, foi possível constatar que as equações de projeto e as equações de resistência última ao colapso apresentadas no anexo F da norma ISO 10400 obtiveram melhor desempenho na previsão de colapso do que as equações do capítulo 8 da mesma norma.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF THE COLLAPSE OF CASING AND TUBING UNDER AXIAL TENSION AND EXTERNAL PRESSURE

Eduardo Felipe Pereira da Silva

July/2018

Advisor: Theodoro Antoun Netto

Department: Ocean Engineering

The cost reduction of oil wells can be achieved with the proper selection of the casing and tubing. The objective of this dissertation is to evaluate the collapse equations for OCTG pipes proposed in the current standard ISO 10400 / API TR 5C3 for combined loads of external pressure and axial tension. A nonlinear numerical model based on the finite element method was developed in the commercial program ABAQUS to evaluate the effect of combined loads on collapse pressure. The effect of some parameters such as magnitude of axial tension, ratio D/t and initial ovalization were studied in the model. In addition, experimental tests were performed on a small scale with 316L stainless steel pipes with two different D/t ratios (15 and 24) for calibration of the numerical model. This small scale study was developed from the full-scale study with J55 casing tubes to analyze the effect of higher tensile loads on collapse pressure. The experimental results confirmed that the collapse pressure was reduced by 32% for pipes with a D/t ratio of 15, whereas for the D/t ratio of 24 the reduction was 13,5% with 60% of yield tension. Besides, it was possible to verify that the design equations and the ultimate collapse equations presented in Annex F of ISO 10400 obtained better performance to predict collapse pressure under combined loads when compared with the historical equations of chapter 8 of the same standard.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Considerações gerais.....	1
1.2. Estrutura da dissertação	3
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1. Tubos OCTG.....	4
2.1.1. Tubos de revestimento.....	5
2.1.2. Tubos de produção	7
2.1.3. Propriedades mecânicas e geométricas	8
2.1.4. Processos de Fabricação	8
2.2. Colapso de elementos tubulares sob pressão externa pura	11
2.2.1. Colapso Elástico	11
2.2.2. Colapso Plástico	20
2.3. Colapso de elementos tubulares sob tração axial e pressão externa	22
2.3.1. Estudos Recentes	26
2.4. Fatores que afetam a pressão de colapso	28
3. TESTES EXPERIMENTAIS	31
3.1. Descrição Geométrica.....	31
3.2. Caracterização do Material	33
3.3. Procedimentos Experimentais.....	39
3.4. Resultados Experimentais.....	42
4. ANÁLISE NUMÉRICA	46
4.1. Modelo Numérico	47
4.1.1. Geometria	47
4.1.2. Propriedades do Material.....	47
4.1.3. Malha de Elementos Finitos	49

4.1.4.	Condições de Contorno	57
4.1.5.	Carregamento Aplicado	58
4.2.	Fatores de influência na pressão de colapso	61
4.2.1.	Efeito da ovalização inicial.....	62
4.2.2.	Efeito da distância de influência da ovalização inicial.....	65
4.3.	Resultados Numéricos	69
5.	COMPARAÇÃO COM NORMA ISO 10400	72
5.1.	Estudo de Caso.....	92
6.	CONCLUSÕES.....	98
6.1.	Trabalhos Futuros	102
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	103
	ANEXO A	106
	ANEXO B	112

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Esquema simplificado do poço de petróleo. [5]	1
Figura 2 - Fluxograma para um projeto de poço. [9].....	5
Figura 3 – Três configurações de coluna de revestimento. [10].....	7
Figura 4 - Tubos OCTG utilizados em poços de petróleo. [10]	7
Figura 5 - Processo de fabricação <i>Mandrel Mill</i> de tubos laminados. [13].....	9
Figura 6 - Processo ERW de fabricação dos tubos. [13].....	10
Figura 7 - Tendência ao colapso de um tubo de parede fina sob pressão externa. [14] .	12
Figura 8 - Curvas típicas de tensão x deformação. [17]	14
Figura 9 - Tubos de parede espessa sob pressão hidrostática. [15]	15
Figura 11 - Tubo de parede espessa sob pressão externa. [19].....	18
Figura 12 - Modelos analíticos de pressão de colapso.	20
Figura 12 - Elipse de Plasticidade. [15].....	25
Figura 13 – Média Curva Tensão x Deformação e Dados das amostras. [6]	26
Figura 14 - Pressão de colapso sob pressão externa e tração axial. [6].....	27
Figura 15 - Efeito das imperfeições geométricas do tubo na resistência ao colapso. [7]	29
Figura 16 – Pressão de colapso versus variação de espessura. [7]	29
Figura 17 - Efeito da tensão residual na pressão de colapso. [7].....	30
Figura 18 - Efeito do grau de anisotropia na pressão de colapso. [7].....	30
Figura 19 – Tubos em escala reduzida.	32
Figura 20 - Esquema simplificado de medição dos tubos.	33
Figura 21 - Corpo de prova – CP01TP15	34
Figura 22 – Máquina INSTRON-8802	34
Figura 23 - Curva Tensão x Deformação - TP15	36
Figura 24 - Módulo de Elasticidade (E) - TP15	36
Figura 25 - Coeficiente de Poisson - TP15.....	36
Figura 26 - Tensão de escoamento - 0.2% offset - TP15	37
Figura 27 - Curva Tensão x deformação - TP24	38
Figura 28 - Módulo de Elasticidade - TP24	38
Figura 29 - Coeficiente de Poisson - TP24.....	38
Figura 30 - Tensão de escoamento - 0.2% offset - TP24	39
Figura 31 - Desenho esquemático do sistema de teste.	40
Figura 32 - Câmara Hiperbárica Horizontal e Atuador Hidráulico.	40
Figura 33 - Montagem da amostra, prolongador e eixo do atuador.	41
Figura 34 - Sistema de aquisição de dados e sistema de pressurização.	42
Figura 35 - Tubo colapsado - TP15	44
Figura 36 - Tubo colapsado - TP24.	44
Figura 37 - Resultados experimentais.	44
Figura 38 - Representação da Geometria Reduzida - Tubos Testados.....	47
Figura 39 - Propriedades Físicas dos Tubos TP15.	48
Figura 40 - Curva σ x ϵ_p – TP15.....	48

Figura 41 - Propriedades Físicas dos Tubos TP24.	49
Figura 42 - Curva $\sigma \times \varepsilon_p$ – TP24.....	49
Figura 43- Ovalização inicial real x Ovalização imposta no modelo – TP15T02.....	51
Figura 44 – Ovalização inicial real x Ovalização imposta no modelo – TP24T02.....	52
Figura 45 - Carregamento e Condições de Contorno - Refinamento de Malha	53
Figura 46 - Refinamento Circunferencial da Malha - TP15T02	53
Figura 47 - Refinamento Circunferencial da Malha - TP24T02	54
Figura 48 - Refinamento Radial da Malha - TP15T02.....	55
Figura 49 - Refinamento Radial da Malha - TP24T02.....	55
Figura 50 - Refinamento Longitudinal da Malha - TP15T02.....	56
Figura 51 - Refinamento Longitudinal da Malha - TP24T02.....	57
Figura 52 - Malha de Elementos Finitos.	57
Figura 53 - Condição de simetria no plano X-Y.	58
Figura 54 – Condição de restrição de deslocamento nos sentidos Y e Z.	58
Figura 55 - Efeito da tração axial na pressão de colapso para diferentes relações D/t... 61	
Figura 56 - Efeito da ovalização inicial para diferentes relações D/t com $0,4T_o$	64
Figura 57 - Efeito da ovalização inicial para diferentes relações D/t com $0,8T_o$	64
Figura 58 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de X_L - TP15T02	66
Figura 59 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de X_L - TP24T02.....	67
Figura 60 - Efeito do Parâmetro X_L na Pressão de Colapso Num. - TP15T02	68
Figura 61 - Efeito do Parâmetro X_L na Pressão de Colapso Num. - TP24T102	68
Figura 62 - Pressão x deslocamento radial - TP15	69
Figura 63 - Pressão x Deslocamento radial - TP24	70
Figura 64 - Correlação Numérico x Experimental.	71
Figura 65 - Curva Média de $\sigma T \times \varepsilon_{log}$ – J55. [6].....	77
Figura 66 - Curva Média de $\sigma T \times \varepsilon_{log}$ - N80Q [6]	77
Figura 67 - Histograma – Equação de Projeto - Cap.8.....	81
Figura 68 - Histograma – Equação de Projeto - Anexo F	81
Figura 69 – Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 21,4.	82
Figura 70 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 24,4.....	82
Figura 71 – Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 16,9.	83
Figura 72 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 22,1.....	83
Figura 73 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 17,7.....	83
Figura 74 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 13,8.....	84
Figura 75 - Histograma – Equações Res. Última - Cap.8.....	88
Figura 76 - Histograma – Equações Res. Última – Anexo F	88
Figura 77 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 21,4	89
Figura 78 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 24,4. ...	89
Figura 79 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 16,9. ...	90
Figura 80 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 22,1. 90	
Figura 81 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 17,7. 90	
Figura 82 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 13,8. 91	
Figura 83 - Assentamento das sapatas baseado na janela operacional. [11]	92
Figura 84 - Pressão externa atuante no revestimento intermediário 9-5/8".....	93

Figura 85 - Tensão Longitudinal gerada pelo peso da coluna de revestimento - 9-5/8".	94
Figura 86 - Tabela API - Revestimentos 9-5/8". (adaptado) [13]	94
Figura 87 - Cálculo da ovalização inicial.	106
Figura 88 - Cálculo da variação de espessura.	106
Figura 89 - Curva Pressão x Tempo - TP15T01	112
Figura 90 - 1º Tentativa Curva Pressão x Tempo - TP15T02	113
Figura 91 - 2º Tentativa Curva Pressão x Tempo - TP15T02	113
Figura 92 - 3º Tentativa Curva Pressão x Tempo - TP15T02	113
Figura 93 - Curva Pressão x Tempo - TP15T03	114
Figura 94 - Curva Pressão x Tempo - TP15T04	114
Figura 95 - Curva Pressão x Tempo - TP15T05	114
Figura 96 - Curva Pressão x Tempo - TP24T01	115
Figura 97 - Curva Pressão x Tempo - TP24T02	115
Figura 98 - Curva Pressão x Tempo - TP24T03	115
Figura 99 - Curva Pressão x Tempo - TP24T04	116
Figura 100 - Curva Pressão x Tempo - TP24T05	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Classificação de tubos OCTG - API 5CT.	8
Tabela 2 - Faixa D/t para colapso elástico.....	13
Tabela 3 - Faixa D/t para Colapso de Resistência ao Escoamento.....	18
Tabela 4 - Fatores Estatísticos e Faixa D/t para Colapso Plástico.....	21
Tabela 5 - Fatores de estatísticos e Faixa D/t para Colapso de Transição.....	22
Tabela 6 - Dimensão nominal dos tubos.	32
Tabela 7 - Valores máximos de ovalização inicial e variação de espessura.....	33
Tabela 8 - Propriedades mecânicas SS316L.....	33
Tabela 9 - Propriedades mecânicas dos tubos - TP15.	37
Tabela 10 - Propriedades mecânicas dos tubos de ensaio - TP24.	39
Tabela 11 - Testes experimentais sob carregamento combinado.	43
Tabela 12 - Testes experimentais sob pressão hidrostática pura.	43
Tabela 13 - Parâmetros de Entrada da Malha.....	52
Tabela 14 - Refinamento Circunferencial - TP15.	53
Tabela 15 - Refinamento Circunferencial - TP24.	54
Tabela 16 - Refinamento Radial - TP15.....	54
Tabela 17 - Refinamento Radial - TP24.....	55
Tabela 18 - Refinamento Longitudinal - TP15.....	56
Tabela 19 - Refinamento Longitudinal - TP24.....	56
Tabela 20 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 15.	59
Tabela 21 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 18.	59
Tabela 22 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 20.....	60
Tabela 23 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 24.	60
Tabela 24 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 30.	60
Tabela 25 - Influência da ovalização inicial - D/t = 12.....	62
Tabela 26 - Influência da ovalização inicial - D/t = 15.....	63
Tabela 27 - Influência da ovalização inicial - D/t = 18.....	63
Tabela 28 - Influência da ovalização inicial - D/t = 20.....	63
Tabela 29 - Influência da ovalização inicial - D/t = 24.	63
Tabela 30 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de XL. (TP15T02)	65
Tabela 31 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de XL. (TP24T02)	66
Tabela 32 - Variação da pressão de colapso para diferentes valores de XL - TP15T02	67
Tabela 33 - Variação da pressão de colapso para diferentes valores de XL - TP24T02	68
Tabela 34 - Resultados numéricos.....	69
Tabela 35 - Correlação Numérico-Experimental.....	71
Tabela 36 - Equações de colapso cap.8 Norma ISO10400.....	73
Tabela 37 - Valores de Ht des e Ky des	75
Tabela 38 - Dados geométricos e propriedades mecânicas dos tubos em escala real. ...	77
Tabela 39 - Dados Bias - Resultados Numéricos x Equações de Projeto.....	78
Tabela 40 - Composição do Histograma Bias - Equações de Projeto.....	80
Tabela 41 - Dados Histograma - Bias - Equação de Projeto - CAP. 8.....	80

Tabela 42 - Dados Histograma – Bias – Equação de Projeto – Anexo F.....	80
Tabela 43 - Valores de Média, Desvio Padrão e Variância do Bias - Eq. de Projeto.....	81
Tabela 44 - Dados Bias - Resultados Numéricos x Equações Res. Última.....	85
Tabela 45 – Composição do Histograma Bias – Equações Res. Última.	87
Tabela 46 - Dados Histograma - Bias - Equações Res. Última - CAP. 8.....	87
Tabela 47 - Dados Histograma – Bias – Equações Res. Última – Anexo F.....	87
Tabela 48 - Valores de Média, Desvio Padrão e Variância do Bias - Eq. Res. Última..	88
Tabela 49 - Dimensionamento do Revestimento - Eq. de Projeto Cap. 8.	96
Tabela 50 -Dimensionamento do Revestimento - Eq. de Projeto Anexo F.....	96
Tabela 51 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T01.	107
Tabela 52 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T02.	107
Tabela 53 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T03.	108
Tabela 54 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T04.	108
Tabela 55 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T05.	109
Tabela 56 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T01.	109
Tabela 57 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T02.	110
Tabela 58 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T03.	110
Tabela 59 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T04.	111
Tabela 60 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T05.	111

NOMENCLATURA

\hat{P}_c – Pressão de Colapso Numérica;

A, B, C, F, G – Fatores estatísticos – norma ISO 10400;

D – Diâmetro Nominal;

E – Módulo de Elasticidade;

E_r – Módulo Reduzido;

E_s – Módulo Secante;

E_t – Módulo Tangente;

I – Momento de Inércia;

M_o – Momento Fletor – Grassie;

n – índice de encruamento do material;

P_c – Pressão de Colapso;

P_{cot} – Pressão de colapso sob tração e pressão externa;

P_{cp} – Pressão de colapso plástico – Patillo e Huang;

P_{cr} – Pressão de Colapso Elasto-Plástico módulo reduzido;

P_{ct} – Pressão de Colapso Elasto-Plástico módulo tangente;

$P_{E\ ISO}$ – Pressão de colapso elástico – Norma ISO 10400;

P_{el1} – Pressão de Colapso Elástico – Grassie;

P_{el2} – Pressão de Colapso Elástico – Clinedinst;

P_i – Pressão interna;

P_o – Pressão externa uniforme – Grassie;

$P_{o\ ISO}$ – Pressão de escoamento – Norma ISO 10400;

P_{o1} – Pressão de escoamento – Lamé;

P_{o2} – Pressão de escoamento – Barlow;

$P_{p\ ISO}$ – Pressão de colapso plástico – Norma ISO10400;

$P_{T\ ISO}$ – Pressão de colapso de transição elasto-plástica – Norma ISO 10400;

r_i – Raio interno;

r_o – Raio externo;

S – grau de anisotropia;

t – Espessura;
 T – Tração;
 T_o – Tração de Escoamento;
 u_o – Deslocamento radial – Grassie;
 V_o – Força longitudinal compressiva – Grassie;
 X_L – Distância de Influência da ovalização inicial;
 Δ_o – Ovalização inicial do tubo;
 ε_o – Deformação de escoamento;
 ε_r – Deformação radial;
 ε_t – Deformação circunferencial ou tangencial;
 ε_x – Deformação longitudinal;
 ν – Coeficiente de Poisson;
 Ξ_o – Variação de Espessura;
 σ_{eq} – Tensão equivalente Von Mises;
 σ_o – Tensão de escoamento;
 $\sigma_{o\ com}$ – Tensão de escoamento sob efeito combinado – ISO 10400;
 $\sigma_{o\ min}$ – Tensão de escoamento mínima para grau do aço;
 σ_p – Tensão de proporcionalidade;
 σ_r – Tensão radial;
 σ_R – Tensão residual;
 σ_t – Tensão circunferencial ou tangencial;
 σ_x – Tensão longitudinal;

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações gerais

Com os poços atuais cada vez mais profundos e extensos devido à exploração de reservatórios de petróleo na camada do pré-sal, uma grande quantidade de tubos de revestimento e produção são utilizados. Por isso, há uma grande possibilidade de redução de custos caso haja uma seleção apropriada dos mesmos na fase de planejamento do poço. Dessa forma, a avaliação da geometria e das propriedades mecânicas dos tubos é crucial para o dimensionamento ideal das colunas de produção e revestimento. Por isso, os tubos OCTG (*Oil Country Tubular Goods*) são padronizados pelas normas API 5CT [1] e ISO 11960 [2] com intuito de garantir um padrão de qualidade, e consequentemente, a confiabilidade das operações. As normas API 5C3 [3] e ISO 10400 [4] estabelecem equações analíticas e empíricas para calcular o desempenho estrutural dos tubos, além de determinar propriedades físicas mínimas dos tubos. Na figura 1 será mostrado um esquema simplificado de um poço de petróleo.

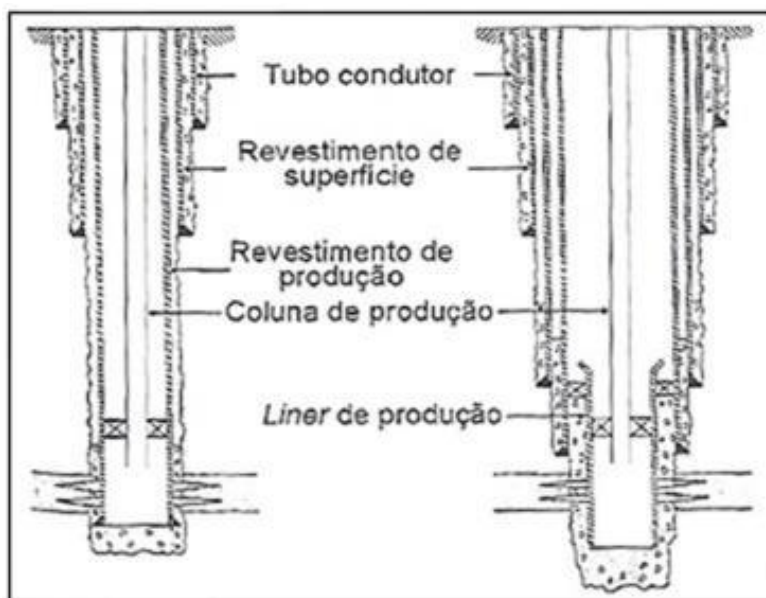


Figura 1 - Esquema simplificado do poço de petróleo. [5]

De acordo com NEVES [6], um tubo pode falhar por três maneiras: ruptura, colapso (flambagem) ou propagação de colapso. A falha por colapso ainda é recorrente, principalmente em seções do poço com maiores incertezas quanto ao carregamento atuante, e pode ser catastrófico do ponto de vista operacional, pois o esmagamento das

colunas de revestimento ou produção compromete a funcionalidade do poço, podendo gerar perda de equipamentos, necessidade de desvio da trajetória inicial, intervenção ou até mesmo o abandono. Segundo KYRIAKIDES e CORONA [7], a falha por colapso é causada predominantemente por uma pressão externa excessiva, entretanto, quando existe o efeito combinado da pressão externa com tração, é possível afirmar que a tração reduz a resistência de colapso original. De acordo com BAI [8], a falha por colapso em tubos de parede espessa, altamente utilizados em poços de petróleo, é fortemente influenciada pela relação D/t , pelas propriedades do material e por imperfeições geométricas.

O estudo realizado nessa dissertação é baseado no trabalho desenvolvido em escala real sobre colapso de tubos de revestimento sob carregamento combinado de pressão externa e tração axial apresentado na dissertação de mestrado de NEVES [6] em outubro de 2014 também pelo programa de Engenharia Naval e Oceânica da COPPE/UFRJ. No trabalho desenvolvido por NEVES [6] foram realizados testes experimentais com tubos de revestimento J55 com cinco amostras de relações D/t igual a 21. Após a realização dos experimentos, não foi possível notar uma redução significativa na pressão de colapso devido ao aumento da tração axial testada. Desse modo, devido ao alto custo e complexidade para execução dos ensaios em escala real, foi proposto um estudo em escala reduzida para aumentar a base de dados do estudo anterior. Assim, os testes em escala reduzida permitiram avaliar o efeito do carregamento combinado com cargas trativas mais elevadas com o mesmo aparato de tração, devido a menor área da seção transversal do tubo. No estudo em escala reduzida foi possível alcançar 80% da tração de escoamento do material, enquanto no estudo em escala real foi atingido apenas 20% da tração de escoamento.

Nesse trabalho foram executados dez testes experimentais com tubos de aço inox 316L com duas relações D/t distintas (15 e 24). Os resultados experimentais serviram para calibração do modelo numérico desenvolvido no software comercial ABAQUS. A partir da boa calibração do modelo numérico, dados dos materiais testados no estudo em escala real (J55 e N80Q) foram inseridos no modelo e as equações de colapso apresentadas no capítulo 8 e no anexo F das normas vigentes ISO 10400 [4] / API 5C3 [3] foram comparadas com intuito de analisar o desempenho das equações na previsão de colapso para tubos OCTG submetidos ao carregamento combinado. O objetivo dessa comparação foi avaliar as limitações apresentadas pelas equações do capítulo 8 da

norma ISO 10400 [4]. Há um forte apelo no setor para que o modelo sugerido no anexo F, ainda em caráter informativo, substitua as equações do capítulo 8 devido à possibilidade de projetar poços mais econômicos.

1.2. Estrutura da dissertação

A estrutura do texto desse trabalho será descrita da seguinte maneira:

No capítulo 2 é realizada uma revisão bibliográfica sobre os principais assuntos relacionados à falha por colapso de elementos tubulares submetidos à pressão externa pura e sob carregamento combinado de tração axial e pressão externa. Uma breve descrição dos tubos OCTG é apresentada, de forma a mostrar as principais características e funções dos tubos de revestimento e de produção.

No capítulo 3 é realizada uma descrição da geometria e das propriedades mecânicas dos tubos testados. Os dados dos testes de tração uniaxial utilizados para calibração do modelo numérico são demonstrados. Além disso, a metodologia e os resultados obtidos nos testes experimentais realizados no Laboratório de Tecnologia Submarina/COPPE são exibidos. Uma breve discussão sobre os efeitos da magnitude da tração axial na pressão de colapso será abordada.

No capítulo 4 é apresentado o modelo numérico desenvolvido, desde a definição da geometria e da malha escolhida até a definição dos carregamentos e condições de contorno propostas. Um estudo paramétrico é exibido para avaliar os efeitos da relação D/t e da ovalização inicial na pressão de colapso. Ao fim, uma correlação numérico-experimental é realizada para confirmar a eficiência do modelo proposto.

No capítulo 5 é feita uma comparação das equações de projeto e das equações de resistência última ao colapso apresentadas na norma ISO 10400 com os resultados numéricos dos tubos em escala real. Nesse capítulo são discutidas as limitações das equações do capítulo 8 quando comparado às equações do anexo F apresentadas na norma ISO 10400. Além disso, um estudo de caso sobre o dimensionamento de uma coluna de revestimento baseado nas equações de projeto do Capítulo 8 e do anexo F da norma vigente é demonstrado.

No capítulo 6 são discutidas as conclusões e observações gerais do estudo realizado. Além disso, estudos futuros são sugeridos sobre o tema abordado nessa dissertação. Após esse capítulo, as referências bibliográficas e dois anexos são exibidos.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Tubos OCTG

Os tubos estruturais utilizados em poços de petróleo geralmente são nomeados pela sigla OCTG (*Oil Country Tubulars Goods*). Esses tubos apresentam características similares e são utilizados como tubos de revestimento e tubos de produção nos poços de petróleo. A possibilidade de construção de poços mais econômicos sem comprometimento da integridade dos mesmos é um atrativo para as empresas de exploração e produção de petróleo. Por conta disso, a seleção adequada da coluna de revestimento e da coluna de produção torna-se fundamental por causa da longa extensão dos poços atuais. Essa seleção consiste na determinação da melhor geometria e das propriedades mecânicas mais apropriadas para cada seção do poço. Por isso, uma análise da resistência ao colapso torna-se obrigatória para que qualquer aperfeiçoamento seja realizado.

O planejamento do poço é uma atividade complexa que abrange diversas áreas de conhecimento, por isso a integração desses conhecimentos é importante para atingir os objetivos pré-estabelecidos com segurança, economia e dentro dos requisitos propostos pela equipe de produção. Atualmente, as companhias utilizam diferentes artifícios para realizar o dimensionamento do poço. Felizmente, o custo do planejamento é insignificante quando comparado ao custo de instalação e operação. Estima-se que a razão entre o custo de planejamento e o custo de execução equivale a 0,01 [9]. Por esse motivo, as companhias têm investido cada vez mais em alternativas de redução de custo para execução de projetos com baixa margem de retorno, principalmente em tempos de baixo preço no barril de petróleo.

Na figura 2 será ilustrado o fluxograma de um projeto de poço. Nessa imagem percebe-se que os projetos dos revestimentos e da coluna de produção estão condicionados às premissas assumidas nos itens anteriores. Esse fluxograma representa o procedimento geral da maioria dos projetos de poço, entretanto, ele pode ser alterado de acordo com as incertezas do projeto. Esse processo é importante para estabelecer a magnitude, direção e sentido do carregamento exercido nos tubos. A partir desses dados, é possível determinar as propriedades mecânicas e geométricas necessárias dos tubos para a execução do projeto.

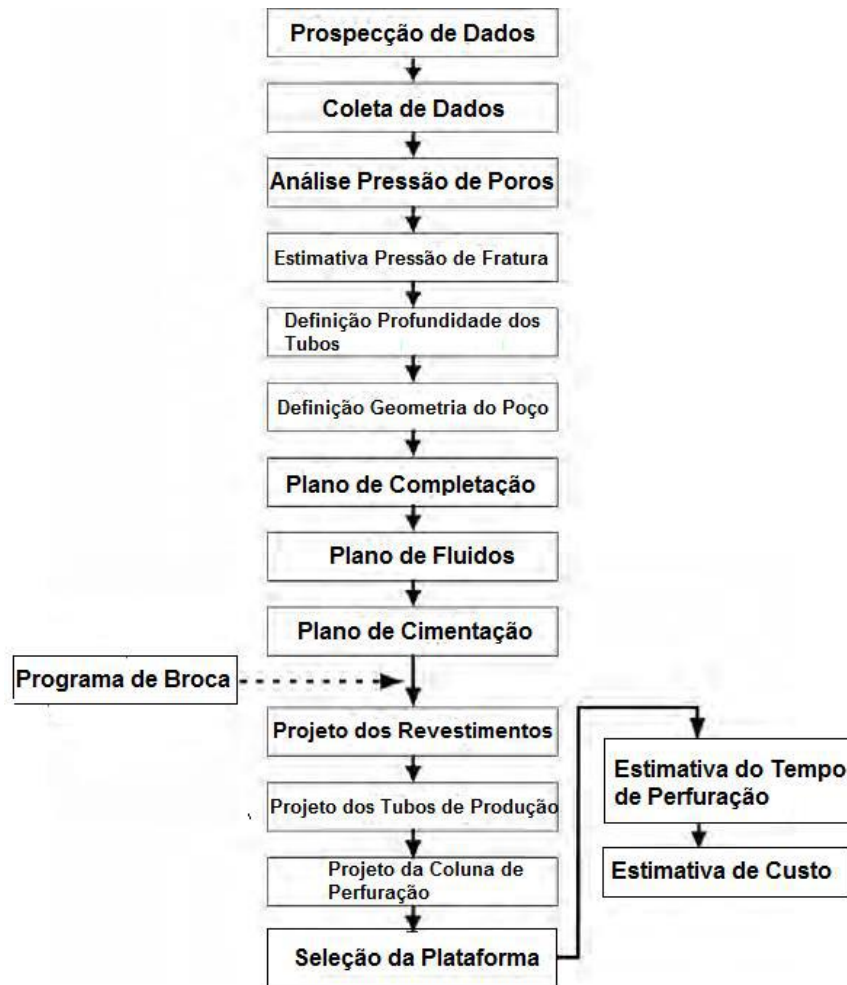


Figura 2 - Fluxograma para um projeto de poço. [9]

2.1.1. Tubos de revestimento

As colunas de revestimento são formadas pela conexão dos tubos de revestimento. De modo geral, elas têm como principal função manter a estabilidade do poço, resistindo ao carregamento atuante em cada seção do poço, ao longo de toda vida útil do projeto. Além disso, a coluna de revestimento serve como canal de condução de fluidos pelo anular do poço entre a plataforma e a formação. Elas são classificadas basicamente em seis tipos:

- ❖ **Revestimento Condutor:** É a primeira coluna de revestimento assentada no poço. Tem como principal função isolar formações não consolidadas, aquíferos e formações de gás próximo ao solo marinho. Além disso, o condutor é responsável por suportar o peso das colunas subsequentes, além de servir como base para instalação da cabeça de poço. Geralmente, o diâmetro externo varia entre 30 e 36 polegadas, e com profundidade variando entre 10 e 200 metros [5, 10, 9].

- ❖ **Revestimento de Superfície:** É a coluna assentada após a instalação completa do revestimento condutor e da perfuração da nova fase do poço. Tem como principais funções proteger o poço contra fluxos não controlados de fluidos (*Blowout*), isolar aquíferos e prevenir perdas de circulação. O diâmetro externo para este revestimento varia entre 13-3/8 e 22 polegadas. O comprimento da coluna varia de acordo com um fator crítico do projeto, que pode ser a magnitude das pressões de poros e fratura ou a presença de um aquífero [5, 10, 9, 11].
- ❖ **Revestimento Intermediário:** É o revestimento utilizado para isolar seções instáveis do poço, geralmente uma formação com pressões anormais logo abaixo do revestimento de superfície. Em alguns poços pode haver múltiplos revestimentos intermediários, como também o revestimento intermediário pode assumir a função do revestimento de produção, caso um *Liner* seja utilizado. Normalmente, o diâmetro externo varia de 7 e 13-3/8 polegadas [10, 9, 11].
- ❖ **Revestimento de Produção:** É o revestimento utilizado para isolar zonas produtoras de hidrocarbonetos. Nessa coluna é fundamental que um bom trabalho de cimentação seja realizado para evitar migração de hidrocarbonetos para outras zonas. Seu diâmetro externo típico varia entre 5-1/2 e 9-5/8 polegadas [10, 9, 11].
- ❖ **Liner:** É um revestimento que não é fixado na cabeça do poço, e sim no revestimento anterior. Essa característica permite uma grande redução de custo, além de melhorar o desempenho hidráulico do poço, tendo em vista que tubos de maior diâmetro podem ser utilizados acima do *Liner*. Outro fator relevante na utilização do *Liner* é a redução dos esforços trativos devido ao menor peso da coluna. O diâmetro externo do *Liner* pode variar entre 5-1/2 e 16 polegadas [9, 11].
- ❖ **Tieback:** É um revestimento normalmente utilizado para fornecer resistência adicional ao poço entre o topo do *Liner* e a cabeça do poço. Geralmente, este revestimento é instalado quando são encontradas pressões maiores do que as previstas em projeto [9, 11].

Na figura 3 são mostradas três possíveis configurações de colunas de revestimento em um poço.

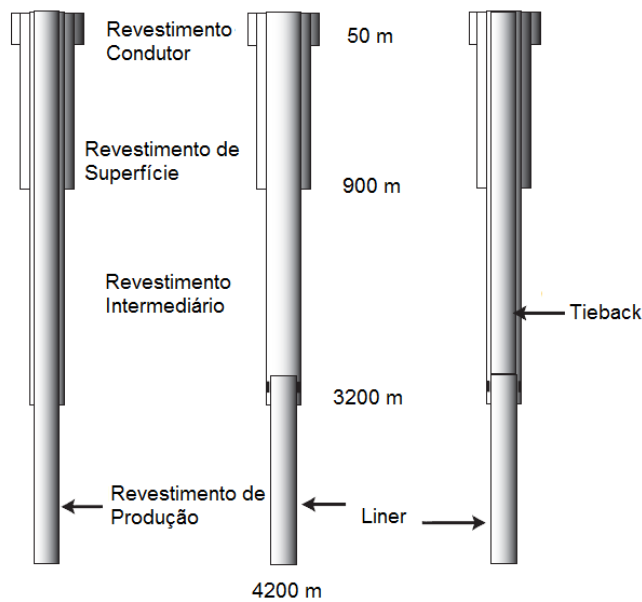


Figura 3 – Três configurações de coluna de revestimento. [10]

2.1.2. Tubos de produção

Os tubos de produção apresentam basicamente as mesmas propriedades que os tubos de revestimento, entretanto, o objetivo da coluna de produção é conduzir os fluidos que são produzidos ou injetados entre a superfície e a formação. A coluna de produção deve ser projetada para resistir às falhas causadas por cargas de tração ou compressão, pressão interna ou externa, flambagem e corrosão [12]. Apesar dos tubos de produção e de revestimento serem similares, eles podem estar submetidos a carregamentos distintos. Por esse motivo, o grau do aço e a razão D/t escolhidos para os tubos de produção podem variar consideravelmente em relação aos tubos de revestimento. Na figura 4 são exibidos tubos OCTG usados em poços de petróleo.



Figura 4 - Tubos OCTG utilizados em poços de petróleo. [10]

2.1.3. Propriedades mecânicas e geométricas

Os tubos de produção e revestimento possuem características diferentes e por isso precisam ser classificados. Dessa forma, o Instituto de Petróleo Americano (API) e a Organização Internacional de Normalização (ISO) estabeleceram padrões para classificá-los de acordo com seis propriedades: tipo de fabricação, grau do aço, tipo de juntas, diâmetro nominal, espessura e peso nominal. Esses padrões são mostrados nas normas API 5CT [1] e ISO 11960 [2] e devem ser seguidos pelos fabricantes para que os tubos obtenham as certificações das respectivas organizações. A maioria das companhias define como obrigatório o uso de tubos API/ISO com o objetivo de evitar falhas inesperadas. Entretanto, alguns tubos não certificados com propriedades iguais ou superiores aos tubos API são aceitos para algumas aplicações específicas, como em poços de alta pressão e alta temperatura ou ambientes corrosivos.

A tabela 1 apresenta a classificação dos tubos de acordo com as propriedades mecânicas mínimas para cada grau de aço. As letras representadas nos graus dos aços são arbitrárias, porém o número representa a mínima tensão de escoamento do material. Outra propriedade mostrada na imagem é a resistência mínima à tração. O tubo não deve falhar antes de atingir esse valor no teste de tração uniaxial.

Tabela 1 - Classificação de tubos OCTG - API 5CT.

Grau	Tensão de Escoamento (Ksi)		Resistência Mínima à Tração (Ksi)	Dureza	
	Min.	Máx.		HRC	HBW/HBS
H-40	40	80	60		
J-55	55	80	75		
K-55	55	80	95		
N-80	80	110	100		
M-65	65	85	85	22	235
L-80	80	95	95	23	241
C-90	90	105	100	25,4	255
C-95	95	110	105		
T-95	95	110	105	25,4	255
P-110	110	140	125		
Q-125	125	150	135		

2.1.4. Processos de fabricação

As propriedades mecânicas e as dimensões dos tubos são influenciadas diretamente pelo seu modo de fabricação. Imperfeições geométricas e variações nas propriedades do material são causadas principalmente durante o processo. Basicamente,

existem dois produtos finais: tubos sem solda e tubos soldados. Existem diversas maneiras de fabricação dos tubos sem solda, entre eles, os processos de laminação, extrusão e fundição. Para tubos com solda, existem dois tipos de processo de solda: a solda longitudinal ou a solda espiral. Na figura 5 é ilustrado o modo de fabricação *Mandrel Mill* para tubos sem solda. O processo inicia com o aquecimento dos tarugos cilíndricos de aço no forno rotativo, que pode alcançar até 1280°C. Em seguida, o tarugo de aço aquecido passa por um laminador perfurador para ganhar o formato inicial de tubo. As imperfeições geométricas como variação de espessura e ovalização aparecem nessa fase e são minimizadas ao longo do processo. Na terceira etapa, o tubo passa por um laminador de redução para adequar o diâmetro externo ao valor desejado. A seguir, o tubo passa pelo principal laminador do processo que além de adequar a espessura, também reduz o diâmetro externo como na etapa anterior. O tubo sai do laminador mandrilador a uma temperatura de cerca de 700°C e precisa ser reaquescido até os 1000°C para seguir ao próximo laminador de redução por estiramento, que consiste na redução do diâmetro externo e no ajuste da espessura por aplicação de tensão longitudinal no tubo aquecido. Após essa etapa, o tubo é deixado para resfriamento, e em seguida levado para uma etapa de desempenamento. Por fim, os tubos são inspecionados e testados para o controle de qualidade. [7]

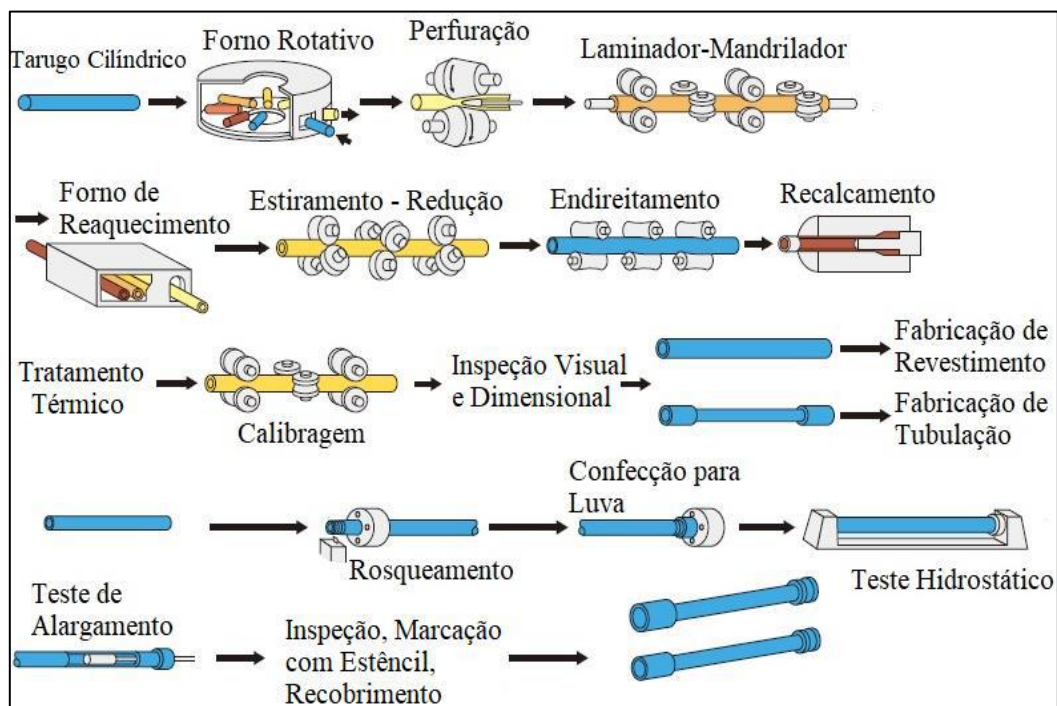


Figura 5 - Processo de fabricação *Mandrel Mill* de tubos laminados. [13]

Na figura 6 é mostrado o processo de soldagem por resistência elétrica (ERW) na fabricação de tubos soldados. O processo ERW é um processo de poucas etapas quando comparado aos outros processos de fabricação, por isso seu resultado é considerado mais econômico e eficiente. O processo inicia pelo desenrolamento das bobinas e nivelamento das chapas de aço. Em seguida, ocorre o alinhamento dos chanfros para início da conformação das chapas em um formato cilíndrico. Posteriormente, as arestas são soldadas através do processo de indução de calor para formação dos tubos. A outra etapa do processo é realizar a inspeção e o tratamento da solda. Essa fase é importante para garantir que a solda não apresente defeitos e que falhas inesperadas não ocorram durante a operação. Por fim, o tubo passa por um ajuste dimensional para minimizar imperfeições geométricas, e em seguida, é cortado para a fase do desempenamento. Ao final do processo, os tubos são inspecionados e testados para garantia da qualidade. [7]

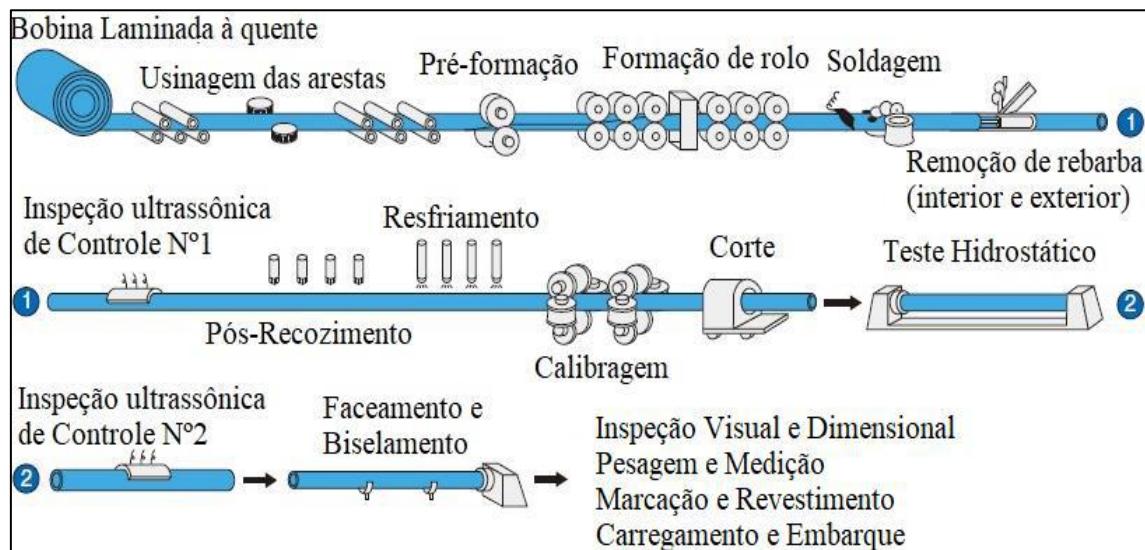


Figura 6 - Processo ERW de fabricação dos tubos. [13]

A partir desses exemplos, percebe-se que os processos de fabricação são bem distintos. Apesar do maior custo e da maior variação de espessura, os tubos sem solda não apresentam grandes variações nas propriedades físicas do material, e com isso minimiza-se o efeito do histórico de carregamento na resistência ao colapso. O baixo custo e uniformidade da espessura são aspectos favoráveis ao uso dos tubos soldados. No entanto, algumas desvantagens como susceptibilidade de defeitos nas soldas, encruamento do material devido à conformação das chapas de aço são barreiras ao uso dos tubos soldados em ambientes de alta pressão e alta temperatura. Com isso, nota-se que alterações nas propriedades mecânicas e geométricas dos tubos surgem ao longo

dos processos de fabricação, e por isso diversas tecnologias são desenvolvidas para minimizar essas alterações no produto final. Altos valores de grau de anisotropia e tensões residuais juntamente com altos valores de imperfeições geométricas, como a ovalização inicial e a variação de espessura, podem ter efeito significativo na resistência ao colapso dos tubos OCTG. Esses efeitos serão abordados mais detalhadamente nas seções posteriores.

2.2. Colapso de elementos tubulares sob pressão externa pura

A falha por colapso está associada a um fenômeno de instabilidade estrutural. Uma estrutura pode se tornar instável de acordo com as características do carregamento ou da geometria da própria estrutura. Um tubo, inicialmente em equilíbrio estável, ao ser carregado até uma carga crítica, passa por um fenômeno de instabilidade estrutural e tende a seguir para outra configuração estável. Essa mudança de configuração se caracteriza por uma queda significativa de rigidez e grandes deslocamentos, geralmente chamado de flambagem. Para tubos de revestimento e de produção, essa mudança de configuração chamada de colapso torna-se muito prejudicial ao poço de petróleo. Quando um tubo é avaliado quanto à falha por colapso, duas características são analisadas: o carregamento atuante e a resistência ao colapso. Inicialmente, procura-se estabelecer o estado de tensão atuante no tubo. No caso das colunas de revestimento e de produção, o carregamento mais comum aparece nos sentidos transversal e longitudinal, representando a pressão radial exercida pelo diferencial de pressão entre os fluidos da formação e dos fluidos do poço e a tração ou compressão exercida principalmente pelo peso próprio das colunas. Em algumas seções do poço, o efeito da tração pode ser considerado desprezível, e o carregamento se resume, de forma geral, ao sentido transversal, ou seja, apenas sob efeito da pressão externa e interna. Assim que o tipo de carregamento é conhecido, determina-se a resistência das colunas para manter a integridade do poço.

2.2.1. Colapso Elástico

TIMOSHENKO [14] demonstrou a equação para pressão de colapso elástico, desenvolvida por Bresse (1859), considerando um tubo de parede fina como um anel em equilíbrio com pequenas deformações iniciais (linha contínua). Esse anel é submetido a um carregamento externo hidrostático, conforme mostrado na figura 7. Para que o anel saia do equilíbrio na sua forma deformada inicial é necessário que um valor de pressão crítico seja exercido.

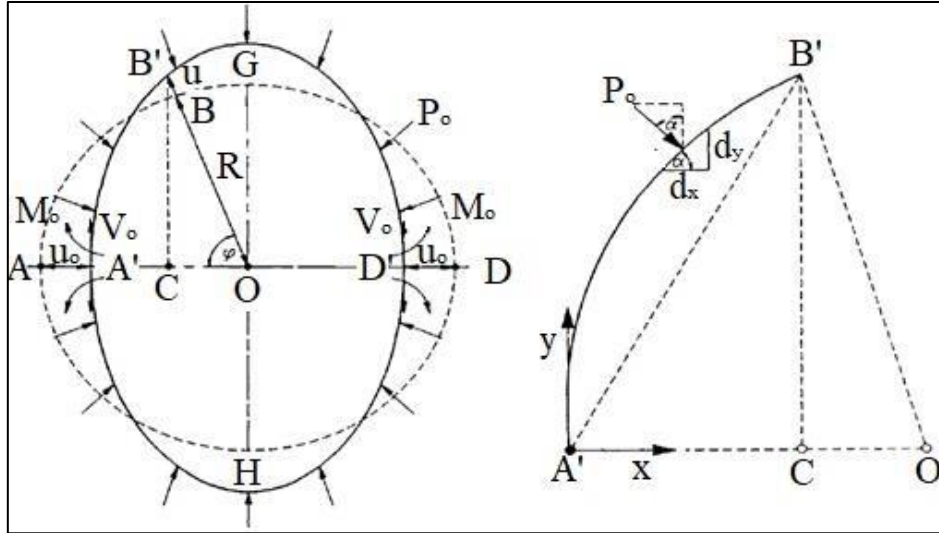


Figura 7 - Tendência ao colapso de um tubo de parede fina sob pressão externa. [14]

Esse valor crítico pode ser obtido analiticamente por meio da equação diferencial obtida pela curvatura do anel na forma deformada e não deformada e do momento fletor devido à deformação. Na imagem é possível identificar os eixos de simetria do anel colapsado AD e GH, juntamente com a força longitudinal compressiva e o momento agindo na extremidade da seção circular cortada A'-D', que são representados por V_o e M_o , respectivamente. P_o é a pressão normal uniforme por unidade de comprimento no anel e u_o é o deslocamento radial em A'-D'.

Por equilíbrio de força e momento, obtém-se a equação diferencial para o anel defletido:

$$\frac{d^2u}{d\varphi^2} + u = -\frac{R^2}{EI} [M_o - P_o R(u_o - u)] \quad (2.1)$$

Integrando a equação, obtém-se a solução geral do problema:

$$u = A_1 \sin k\varphi + A_2 \cos k\varphi + \frac{-M_o R^2 + P_o R^3 u_o}{EI + P_o R^3} \quad (2.2)$$

Aplicando as condições de contorno do problema, considerando a simetria dos eixos:

$$\left(\frac{du}{d\varphi}\right)_{\varphi=0} = 0 \quad \left(\frac{du}{d\varphi}\right)_{\varphi=\pi/2} = 0 \quad (2.3)$$

Assim, a pressão de colapso elástico (P_{el1}) do anel pode ser obtida por meio da menor raiz da equação:

$$P_{el1} = \frac{3EI}{R^3} \quad (2.4)$$

A obtenção da equação diferencial (2.1) e a resolução da solução geral com as condições de contorno do problema (2.2 e 2.3) podem ser vista com mais detalhes nas referências [14] e [15]. Para obter a pressão de colapso para um tubo de parede fina, ou seja, com distribuição linear de tensão ao longo da espessura do tubo, deve-se considerar o coeficiente de Poisson do material e o momento de inércia do elemento. Dessa forma, a equação de colapso elástico (2.5) torna-se função da razão D/t e propriedades elásticas do tubo:

$$P_{el1} = \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \frac{1}{(D/t)^3} \quad (2.5)$$

Mais adiante, CLINEDINST [16] desenvolveu outra solução baseada no modelo proposto por TIMOSHENKO [14], considerando a pressão externa atuando no diâmetro externo do tubo e não no diâmetro médio do tubo, dessa forma outra equação foi desenvolvida, mas ainda em função da razão D/t e de propriedades elásticas do tubo:

$$P_{el2} = \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \frac{1}{(D/t)} \frac{1}{[(D/t) - 1]^2} \quad (2.6)$$

As duas equações podem ser utilizadas sem erro considerável para o colapso elástico. No entanto, a norma ISO 10400 - 2007 utiliza a equação 2.6 para o cálculo de colapso elástico, e é dada por:

$$P_{E\text{ ISO}} = \frac{46,95 \times 10^6}{(D/t)[(D/t) - 1]^2}$$

A faixa aplicável de D/t para a utilização da equação 2.6 é apresentada na tabela 2.

Tabela 2 - Faixa D/t para colapso elástico.

Grau do Aço	Faixa Aplicável (D/t)	Grau do Aço	Faixa Aplicável (D/t)
H-40	>42,64	P-110	>26,22
H-50	>38,63	-120	>25,01
J-K-55	>37,21	Q-125	>24,46
-60	>35,73	-130	>23,94
-70	>33,17	S-135	>23,44
C-E-75	>32,05	-140	>22,98
L-N-80	>31,02	-150	>22,11
C-90	>29,18	-155	>21,70
C-T-X-95	>28,36	-160	>21,32
-100	>27,60	-170	>20,60
P-G-105	>26,89	-180	>19,93

Pela Tabela 2 é possível notar que a equação de colapso elástico é limitada para altas relações D/t , onde a distribuição de tensão ao longo da parede do tubo é linear. No momento em que o carregamento atuante ultrapassa o limite de proporcionalidade do material, considera-se que o mesmo entrou no regime elasto-plástico, ou seja, numa região entre o limite de proporcionalidade e a tensão de escoamento do material. Sendo assim, quando o colapso ocorre na região B, conforme ilustrado na figura 8, as equações de colapso elástico tornam-se ineficazes, pois o módulo passa a depender da forma da curva tensão *versus* deformação do material.

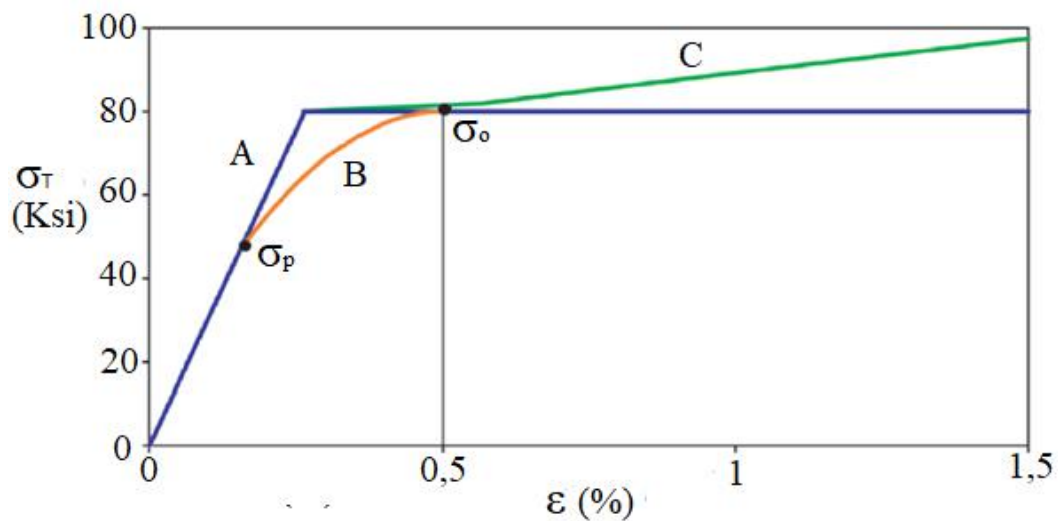


Figura 8 - Curvas típicas de tensão x deformação. [17]

Para tubos de parede espessa (baixa relação D/t), a distribuição de tensão deixa de ser uniforme ao longo da parede do tubo e as equações de colapso elástico tornam-se ineficazes na previsão. RAHMAN e CHILINGARIAN [15] mostram o modelo desenvolvido por Lamé para calcular a pressão necessária para atingir a tensão de escoamento do material na parede interna do tubo, considerando o material como idealmente plástico (curva A, figura 8). Na figura 9 é possível observar as tensões principais no sentido radial, tangencial e longitudinal de acordo com seus correspondentes planos.

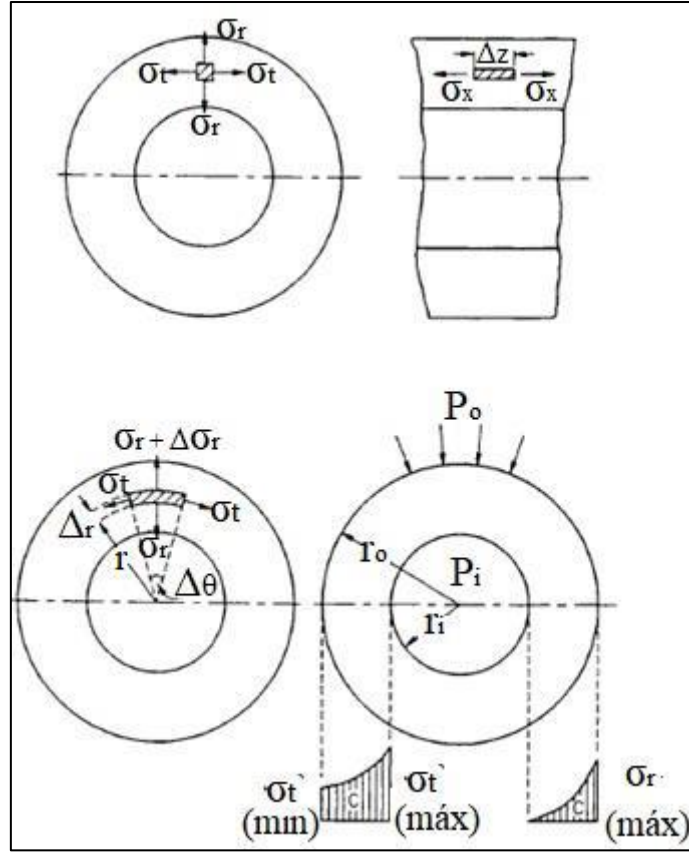


Figura 9 - Tubos de parede espessa sob pressão hidrostática. [15]

Considerando um pequeno elemento no cilindro, conforme mostrado na figura 9, as forças radiais e tangenciais podem ser expressas da seguinte forma:

$$\Delta F_r = -\sigma_r r \Delta \theta \Delta z \quad (2.10)$$

$$\Delta F_{(r+\Delta r)} = (\sigma_r + \Delta \sigma_r)(r + \Delta r) \Delta \theta \Delta z \quad (2.11)$$

$$2 \Delta F_t = 2 \sigma_t \sin \frac{\Delta \theta}{2} \Delta r \Delta z \quad (2.12)$$

Levando em conta o equilíbrio do elemento e pequenos ângulos, obtém-se:

$$\Delta F_{(r+\Delta r)} - \Delta F_r = \sigma_t \Delta \theta \Delta r \Delta z \quad (2.13)$$

Substituindo as equações 2.10 e 2.11 na equação 2.13 e desprezando o produto das variações obtidas, temos:

$$r \frac{\Delta \sigma_r}{\Delta r} = \sigma_t - \sigma_r \quad \text{ou} \quad r \frac{d\sigma_r}{dr} = \sigma_t - \sigma_r \quad (2.14)$$

Se u é o deslocamento radial, as equações das deformações devido às tensões principais são:

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} = \frac{1}{E} [\sigma_r - \nu(\sigma_t + \sigma_x)] \quad (2.15)$$

$$\varepsilon_t = \frac{u}{r} = \frac{1}{E} [\sigma_t - \nu(\sigma_x + \sigma_r)] \quad (2.16)$$

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_r + \sigma_t)] \quad (2.17)$$

Haja vista que para um tubo longo devido à simetria da condição de carregamento, a deformação axial pode ser considerada constante, logo:

$$\frac{d\varepsilon_x}{dr} = 0 \quad \dots \quad \frac{d\sigma_x}{dr} = \nu \left(\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{d\sigma_t}{dr} \right) \quad (2.18)$$

Diferenciando a equação 2.16 em relação à r , igualando o resultado com a equação 2.15, e substituindo na equação 2.17, obtém-se:

$$\sigma_r - \sigma_t = r \left[(1 - \nu) \frac{d\sigma_t}{dr} - \nu \frac{d\sigma_r}{dr} \right] \quad (2.19)$$

Substituindo a equação 2.14 na equação 2.19:

$$r(1 - \nu) \frac{d}{dr} (\sigma_t + \sigma_r) = 0 \quad (2.20)$$

Assim, como $r(1 - \nu) \neq 0$ e $(\sigma_t + \sigma_r) = \text{constante}$, que por conveniência será chamado de $2K_1$. Substituindo a equação 2.14 na equação 2.20:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} = 2K_1 - 2\sigma_r \quad (2.21)$$

Multiplicando os dois lados da equação por r :

$$r^2 \frac{d\sigma_r}{dr} = 2K_1 r - 2\sigma_r r$$

$$r^2 \frac{d\sigma_r}{dr} + 2\sigma_r r = 2K_1 r$$

$$\frac{d}{dr} (r^2 \sigma_r) = 2K_1 r \quad (2.22)$$

Integrando os dois lados da equação, considerando K_1 e K_2 como as constantes de integração, têm-se:

$$\sigma_r = K_1 + \frac{K_2}{r^2} \quad e \quad \sigma_t = K_1 - \frac{K_2}{r^2} \quad (2.23)$$

Sendo p_o a pressão externa aplicada no raio externo do tubo r_o , e considerando que o material não atinja a tensão de escoamento, ou seja, toda a parede do tubo ainda esteja no regime elástico, os valores das constantes K_1 e K_2 podem ser obtidas da seguinte maneira:

$$-p_o = K_1 + \frac{K_2}{r_o^2} \quad e \quad 0 = K_1 + \frac{K_2}{r_i^2}$$

Logo:

$$K_1 = p_o \left(\frac{r_o^2}{r_i^2 - r_o^2} \right) \quad e \quad K_2 = -p_o \left(\frac{r_o^2 r_i^2}{r_i^2 - r_o^2} \right) \quad (2.24)$$

Substituindo a equação 2.24 na equação 2.23, obtém-se:

$$\sigma_r = -\frac{p_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \left[1 - \frac{r_i^2}{r^2} \right] \quad e \quad \sigma_t = -\frac{p_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \left[1 + \frac{r_i^2}{r^2} \right] \quad (2.25)$$

No caso de tubos exibindo comportamento idealmente plástico, a superfície interna começa a escoar quando a tensão tangencial induzida pela pressão externa atinge o valor máximo, nesse caso, a tensão de escoamento do material. Assim, considerando $r = r_i$ na equação 2.25, obtém-se a tensão tangencial máxima:

$$\sigma_{t_{máx}} = -p_o \left[\frac{2r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \right] \quad (2.26)$$

A pressão crítica de colapso (P_{o1}) pode ser rescrita em função da tensão de escoamento, do diâmetro nominal do tubo e da espessura da parede, substituindo r_i e r_o por $(D/2) - t$ e $(D/2)$, respectivamente:

$$P_{o1} = 2\sigma_o \frac{(D/t) - 1}{(D/t)^2} \quad (2.27)$$

Entretanto, este valor não pode ser considerado como a pressão efetiva do colapso, tendo em vista que esse valor apenas representa a pressão cuja superfície interna do tubo

começa a escoar e, portanto, ainda há resistência ao colapso até o escoamento total da sua espessura. Acredita-se que o tubo de parede espessa primeiramente escoar antes de colapsar, por isso a equação 2.27 é chamada de equação de colapso de resistência ao escoamento, ou seja, a pressão de escoamento do tubo. A figura 11 representa o escoamento da parede do tubo com a pressão externa.

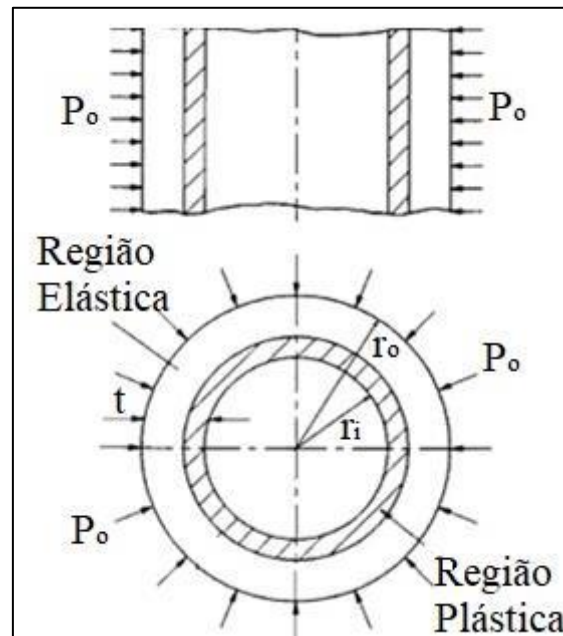


Figura 10 - Tubo de parede espessa sob pressão externa. [19]

A equação da pressão de colapso de resistência ao escoamento, exibida na norma ISO 10400, é dada por:

$$P_{o \text{ ISO}} = 2\sigma_{o \text{ min}} \left[\frac{(D/t) - 1}{(D/t)^2} \right]$$

A equação é aplicável para valores D/t de acordo com cada material apresentado na tabela 3.

Tabela 3 - Faixa D/t para Colapso de Resistência ao Escoamento.

Grau do Aço	Faixa Aplicável (D/t)	Grau do Aço	Faixa Aplicável (D/t)
H-40	<16,40	P-110	<12,44
H-50	<15,24	-120	<12,21
J-K-55	<14,81	Q-125	<12,11
-60	<14,44	-130	<12,02
-70	<13,85	S-135	<11,92
C-E-75	<13,60	-140	<11,84
L-N-80	<13,38	-150	<11,67
C-90	<13,01	-155	<11,59
C-T-X-95	<12,85	-160	<11,52
-100	<12,70	-170	<11,37
P-G-105	<12,57	-180	<11,23

A pressão de escoamento (P_{o2}) também pode ser descrita pela equação de Barlow (2.28), que define a pressão de escoamento no ponto onde o limite de transição entre o regime elástico e o regime plástico atinge a metade da espessura do tubo.

$$P_{o2} = \frac{2\sigma_o}{(D/t)} \quad (2.28)$$

Diante da tabela 3 é fácil notar que a equação 2.27 é válida apenas para tubos de parede muito espessa, ou seja, baixa relação D/t . Portanto, ainda há uma faixa de relações D/t que não são abrangidas pela equação de colapso elástico ou pela equação de resistência ao escoamento. Dessa maneira vários modelos para previsão da pressão de colapso foram propostos por meio da interpolação das equações de colapso elástico e colapso de resistência ao escoamento de forma a prover uma única equação para qualquer relação D/t . Além disso, os novos modelos de previsão de colapso consideram o efeito de imperfeições geométricas e defeitos no material, tais como: ovalização inicial, variação de espessura, tensões residuais e a forma da curva tensão x deformação. Dentre esses autores estão TIMOSHENKO (2.29) e HAAGSMA (2.30), ambos consideram apenas o carregamento de pressão externa e o efeito da ovalização inicial. O modelo de Haagsma é utilizado na norma DNV-OS-F101 [18]. A figura 12 mostra a pressão de colapso para diferentes relações D/t obtidos nos modelos apresentados. Vale notar que os modelos convergem para a pressão de colapso de resistência ao escoamento (P_{o2}) para baixas relações D/t e para a pressão de colapso elástico (P_{el1}) para altas relações D/t .

$$(P_c - P_{el1}) \cdot (P_c - P_{o2}) = 3P_c P_{el1} \Delta_o \frac{D}{t} \quad (2.29)$$

$$(P_c - P_{el1}) \cdot (P_c^2 - P_{o2}^2) = P_c P_{el1} P_{o2} \Delta_o \frac{D}{t} \quad (2.30)$$

$$P_{el1} = \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \frac{1}{(D/t)^3} \quad (2.5); \quad P_{o2} = \frac{2\sigma_o}{(D/t)} \quad (2.28); \quad \Delta_o = \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{min}}{D} \quad (2.31)$$

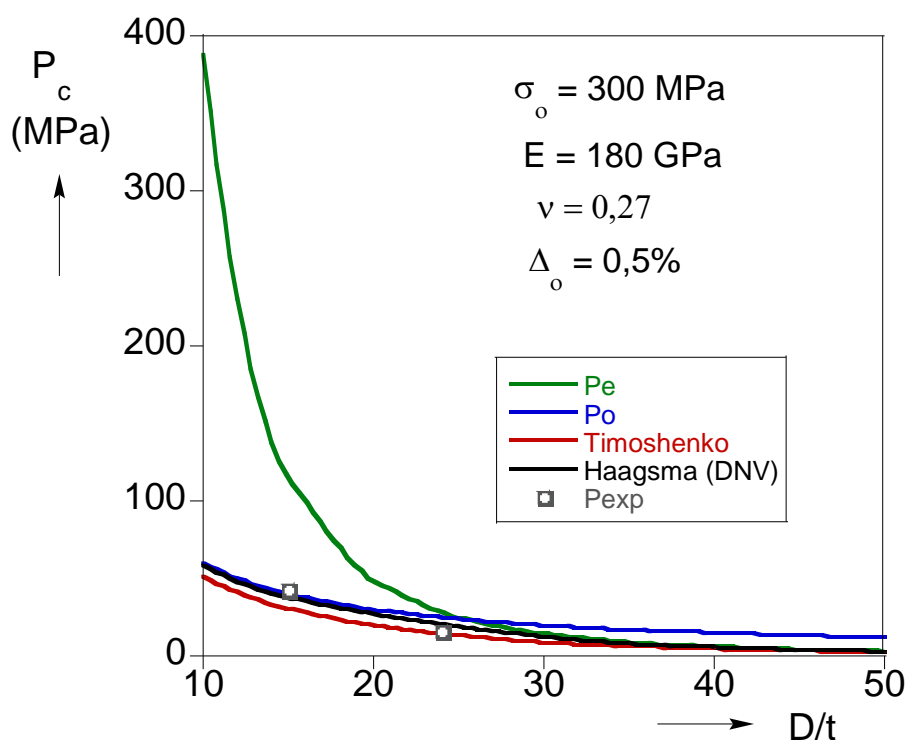


Figura 11 - Modelos analíticos de pressão de colapso.

2.2.2. Colapso Plástico

Como a maior parte dos casos de colapso de tubos OCTG ocorre no regime plástico, as equações analíticas citadas na seção anterior tornam-se ineficazes para prever a real pressão de colapso dos tubos. Isto se deve ao fato de que os modelos anteriores não levam em consideração o encruamento do material no regime plástico (Curva C, figura 8). A equação de pressão de colapso de resistência ao escoamento é baseada num material idealmente plástico. Por isso, nota-se que ainda não há um modelo analítico que represente adequadamente o colapso no regime plástico devido à grande variação na forma da curva tensão x deformação para cada material. Dessa forma, o grupo de trabalho da *American Petroleum Institute* (API) desenvolveu uma série de experimentos na década de 60 com intuito de desenvolver equações empíricas para pressão de colapso no regime plástico. A norma ISO 10400 [4] / API 5C3 [3] estabelece algumas equações empíricas baseada em dados de 2488 testes com tubos de revestimento dos aços K55, N80 e P110. Essas equações foram desenvolvidas com base no modelo estatístico tipo Stewart abordado no Anexo E da norma ISO 10400 e contam com fatores de regressão estatística baseado nos ensaios experimentais realizados. A equação de resistência última ao colapso é desenvolvida por meio dos resultados experimentais, e a partir dessa equação subtrai-se uma pressão constante (constante C)

para obter a equação de projeto para cada tipo de grau de aço. Essa equação de projeto é baseada num índice de confiabilidade definido para garantir que não haja colapso com pressões inferiores às pressões previstas pela equação. Para o colapso plástico, a norma ISO 10400 estabelece a equação abaixo:

$$P_{p\ ISO} = \sigma_{o\ min} \left(\frac{A}{D/t} - B \right) - C \quad (2.32)$$

Os valores dos fatores estatísticos e da faixa D/t aplicável pode ser encontrada na tabela 4. As equações para obtenção da faixa D/t aplicável para cada material pode ser encontrada com mais detalhes na norma. Vale ressaltar que a tensão de escoamento utilizada na equação de projeto é o valor mínimo definido para cada material.

Tabela 4 - Fatores Estatísticos e Faixa D/t para Colapso Plástico.

Grau do Aço	A	B	C	Faixa Aplicável (D/t)	Grau do Aço	A	B	C	Faixa Aplicável (D/t)
H-40	2,950	0,0465	754	16,40 – 27,01	P-110	3,181	0,0819	2852	12,44 – 20,41
H-50	2,976	0,0515	1056	15,24 – 25,63	-120	3,219	0,0870	3151	12,21 – 19,88
J-K-55	2,991	0,0541	1206	14,81 – 25,01	Q-125	3,239	0,0895	3301	12,11 – 19,63
-60	3,005	0,0566	1356	14,44 – 24,42	-130	3,258	0,0920	3451	12,02 – 19,40
-70	3,037	0,0617	1656	13,85 – 23,38	S-135	3,278	0,0946	3601	11,92 – 19,18
C-E-75	3,054	0,0642	1806	13,60 – 22,91	-140	3,297	0,0971	3751	11,84 – 18,97
L-N-80	3,071	0,0667	1955	13,38 – 22,47	-150	3,336	0,1021	4053	11,67 – 18,57
C-90	3,106	0,0718	2254	13,01 – 21,69	-155	3,356	0,1047	4204	11,59 – 18,37
C-T-X-95	3,124	0,0743	2404	12,85 – 21,33	-160	3,375	0,1072	4356	11,52 – 18,19
-100	3,143	0,0768	2553	12,70 – 21	-170	3,412	0,1123	4660	11,37 – 17,82
P-G-105	3,162	0,0794	2702	12,57 – 20,7	-180	3,449	0,1173	4966	11,23 – 17,47

Para o colapso na região de transição elasto-plástica, a equação é dada por:

$$P_{T\ ISO} = \sigma_{o\ min} \left[\frac{F}{(D/t)} - G \right] \quad (2.33)$$

A faixa aplicável da relação D/t e os fatores de regressão estatística F e G para utilização da equação 2.33 são apresentados na tabela 5.

Tabela 5 - Fatores de estatísticos e Faixa D/t para Colapso de Transição.

Grau do Aço	F	G	Faixa Aplicável (D/t)	Grau do Aço	F	G	Faixa Aplicável (D/t)
H-40	2,063	0,0325	27,01 – 42,64	P-110	2,066	0,0532	20,41 – 26,22
H-50	2,003	0,0347	25,63 – 38,83	-120	2,092	0,0565	19,88 – 25,01
J-K-55	1,989	0,0360	25,01 – 37,21	Q-125	2,106	0,0582	19,63 – 24,46
-60	1,983	0,0373	24,42 – 35,73	-130	2,119	0,0599	19,40 – 23,94
-70	1,984	0,0403	23,38 – 33,17	S-135	2,133	0,0615	19,18 – 23,44
C-E-75	1,990	0,0418	22,91 – 32,05	-140	2,146	0,0632	18,97 – 22,98
L-N-80	1,998	0,0434	22,47 – 31,02	-150	2,174	0,0666	18,57 – 22,11
C-90	2,017	0,0466	21,69 – 29,18	-155	2,188	0,0683	18,37 – 21,70
C-T-X-95	2,029	0,0482	21,33 – 28,36	-160	2,202	0,0700	18,19 – 21,32
-100	2,040	0,0499	21,00 – 27,60	-170	2,231	0,0734	17,82 – 20,60
P-G-105	2,053	0,0515	20,70 – 26,89	-180	2,261	0,0769	17,47 – 19,93

Com essas duas equações empíricas, a norma API conseguiu obter um valor de pressão de colapso para todas as relações D/t em diferentes graus de aço. Em 2004, KLEVER e TAMANO [17] apresentaram novas equações para estimativa da pressão de colapso com intuito de propor uma atualização no boletim técnico API 5C3 – 1993 e, consequentemente, na norma ISO 10400 – 1993. Segundo os autores, a base técnica utilizada pelas equações empíricas da API foi desenvolvida no início da década de 60, e apesar dessas equações se manterem válidas, eles alegaram que as equações antigas apresentavam algumas limitações para a previsão de colapso dos tubos de revestimento e de produção atuais. As equações propostas pelos autores apresentaram valores de média e coeficiente de variabilidade entre a pressão de colapso testada e a pressão de colapso prevista mais próxima de 1 e 0, respectivamente. Entretanto, as equações anteriores foram mantidas e o modelo proposto pelos autores foi mantido no Anexo F como caráter informativo.

2.3. Colapso de elementos tubulares sob tração axial e pressão externa

Quando um tubo está submetido a um carregamento combinado é preciso avaliar o efeito desse carregamento na resistência ao colapso. Geralmente, os tubos de

revestimento e de produção estão submetidos aos carregamentos longitudinais (Tração ou Compressão) e/ou radiais (Pressão hidrostática). A identificação desses carregamentos pode ser muito complexa devido às diversas operações que ocorrem desde a instalação dos tubos até a produção do poço. Em 1939, EDWARDS e MILLER [19] publicaram um artigo sobre o efeito combinado da tração axial e da pressão externa no colapso de colunas de revestimento. Após a realização de diversos experimentos em escala reduzida, eles constataram que a tração axial efetivamente reduz a pressão de colapso, e que tubos de parede fina com elevada tensão de escoamento são menos afetados pelo carregamento combinado do que tubos de parede espessa de baixa tensão de escoamento.

Entretanto, como destacado nas seções anteriores, as equações analíticas de colapso são baseadas na tensão de escoamento (σ_o) e na razão D/t. Como a razão D/t segue inalterada, seja o carregamento uniaxial ou biaxial, torna-se fundamental analisar o carregamento quanto à tensão de escoamento. Um método amplamente utilizado para determinar a tensão equivalente (σ_{eq}) de um carregamento triaxial é o critério de Von Mises, que é descrito pela equação (2.34) abaixo:

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} [(\sigma_t - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_t)^2] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (2.34)$$

σ_t – Tensões circunferenciais

σ_r – Tensões radiais

σ_x – Tensões longitudinais

Por exemplo, seja:

$$\begin{array}{ll} \sigma_o \geq \sigma_{eq} & \text{Não há escoamento} \\ \sigma_o < \sigma_{eq} & \text{Haverá escoamento} \end{array}$$

Portanto, esse critério passa a ser fundamental para determinar se ocorrerá colapso elástico ou colapso plástico.

HOLMQUIST e NADAI [20] mostraram através de ensaios que o efeito do carregamento axial não tem efeito na pressão de colapso no regime elástico. KYOGOKU [21] e TAMANO [22] realizaram uma série de experimentos com tubos de revestimento em escala real, e alcançaram a mesma conclusão. Essa afirmação pode ser facilmente compreendida através da equação de colapso elástico, que é função de propriedades elásticas do material e da razão D/t do tubo.

A partir do ponto em que a tensão equivalente exercida no tubo ultrapassa o limite de proporcionalidade do material, o carregamento axial passa a ser crucial para a pressão crítica de colapso, pois quanto maior for o carregamento axial, maior será a tensão equivalente exercida no tubo, e conseqüentemente, menor será a pressão externa necessária para atingir tensão de escoamento do material. O efeito do carregamento combinado foi primeiramente abordado por HOLMQUIST e NADAI [20] de acordo com a teoria clássica da energia de distorção, no qual os autores expressam a relação entre as tensões principais da equação na forma de uma equação de elipse. Essa elipse conhecida como elipse de plasticidade, pode ser obtida pela expansão e reagrupamento da equação 2.34, sendo σ_o a tensão de escoamento do material:

$$2\sigma_o^2 = (\sigma_t - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_t)^2$$

Obtém-se:

$$\frac{3}{4}(\sigma_t - \sigma_r)^2 + \left(\sigma_x - \frac{\sigma_t - \sigma_r}{2}\right)^2 - \sigma_o^2 = 0 \quad (2.35)$$

Sendo $x = \sigma_t - \sigma_r$ e $y = \sigma_x - (\sigma_t - \sigma_r)/2$, temos:

$$\frac{3}{4} \frac{x^2}{\sigma_o^2} + \frac{y^2}{\sigma_o^2} - 1 = 0 \quad (2.36)$$

Considerando o tubo submetido à pressão externa (P_o) e à pressão interna (P_i), as tensões radiais e tangenciais para qualquer valor de r podem ser determinadas pelas equações 2.37:

$$\sigma_t = \frac{P_i r_i^2 (r_o^2 + r^2) - P_o r_o^2 (r_i^2 + r^2)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} \quad ; \quad \sigma_r = \frac{-P_i r_i^2 (r_o^2 - r^2) - P_o r_o^2 (r_i^2 + r^2)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} \quad (2.37)$$

O tubo sofrerá a máxima tensão na superfície da parede interna, ou seja, quando $r=r_i$, obtendo $\sigma_r = -P_i$. Substituindo σ_r na equação 2.35, obtém-se a equação 2.38:

$$\left(\frac{\sigma_t + P_i}{\sigma_o}\right) = \pm \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{\sigma_x + P_i}{\sigma_o}\right)^2} + \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_x + P_i}{\sigma_o}\right) \quad (2.38)$$

Na figura 12 é mostrada a elipse da plasticidade baseada na equação 2.38. É possível notar que para o colapso, quanto maior for a tensão trativa (σ_x), menor será o

carregamento tangencial necessário para o escoamento do material, por isso, menor a pressão externa necessária para o colapso.

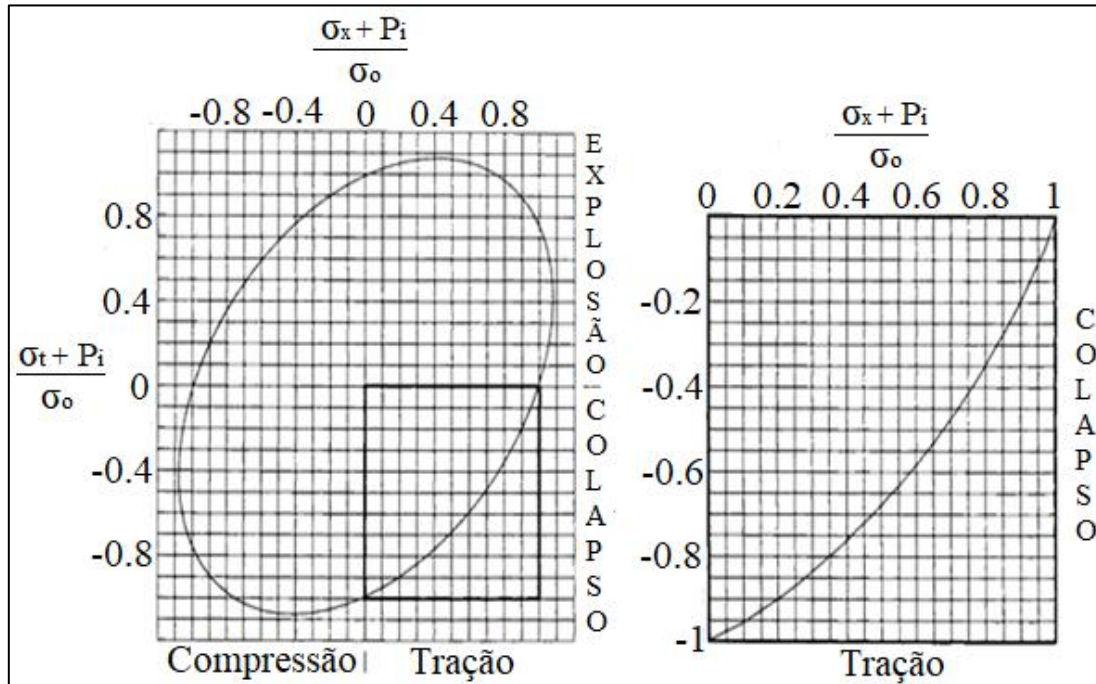


Figura 12 - Elipse de Plasticidade. [15]

Entretanto, cabe destacar que a elipse da plasticidade representa o carregamento em que a superfície interna do duto começa a escoar, baseado no modelo desenvolvido por Lamé para tubos de parede espessa, considerando o material idealmente plástico.

Pela Norma ISO 10400, o cálculo da pressão de colapso sob carregamento combinado de tração e pressão externa é realizado pelas mesmas equações apresentadas para colapso sob pressão externa, substituindo o valor da tensão de escoamento pela tensão de escoamento equivalente dada pela equação 2.39:

$$\sigma_{o_{com}} = \left[\sqrt{1 - 0,75((\sigma_x + p_i)/\sigma_{o_{min}})^2} - 0,5(\sigma_x + p_i)/\sigma_{o_{min}} \right] \sigma_{o_{min}} \quad (2.39)$$

Vale destacar que o valor obtido na equação acima deve ser utilizado no regime adequado para uma das quatro equações abordadas no capítulo 8 da norma ISO10400/API 5C3. Duas limitações devem ser lembradas para utilização da equação 2.39:

- Tensões axiais não uniformes são desconsideradas, por exemplo, oriundas de um carregamento fletor; [4]
- A equação 2.42 não é válida para tensão de escoamento equivalente ($\sigma_{o_{com}}$) menor do que 24 ksi. [4]

KLEVER e TAMANO [17] também investigaram o efeito do carregamento combinado, incluindo a pressão interna, pressão externa e tração axial. O método é similar ao método proposto por TIMOSHENKO [14], onde o autor apresenta uma equação na forma quadrática relacionando as duas equações analíticas para tubos de parede fina e tubo de parede espessa para formar uma única equação, sendo utilizada para qualquer relação D/t. Esse modelo pode ser encontrado com mais detalhes no anexo F da norma ISO 10400 e será abordado posteriormente no capítulo 5 dessa dissertação para comparação com as equações do capítulo 8 da norma.

2.3.1. Estudos recentes

Em outubro de 2014, NEVES [6] publicou um trabalho similar ao apresentado nessa dissertação com ensaios em escala real com cinco tubos de revestimento J55 (BP-771A, BP-771B, BP-373, BP-784, BP-908) submetidos à pressão externa e tração axial. Quatro corpos de prova foram retirados no sentido longitudinal de cada tubo para realização do teste de tração uniaxial. Na figura 13 é mostrada a média das curvas tensão *versus* deformação obtida, além dos dados dos materiais testados.

Após a obtenção dos dados do material, os ensaios de colapso foram executados e uma correlação numérico-experimental foi realizada para análise da pressão de colapso dos tubos submetidos à pressão externa e tração axial. Na figura 14 são exibidos os resultados tanto dos ensaios experimentais quanto dos resultados numéricos, além da comparação com as equações de projeto da norma ISO 10400 [4].

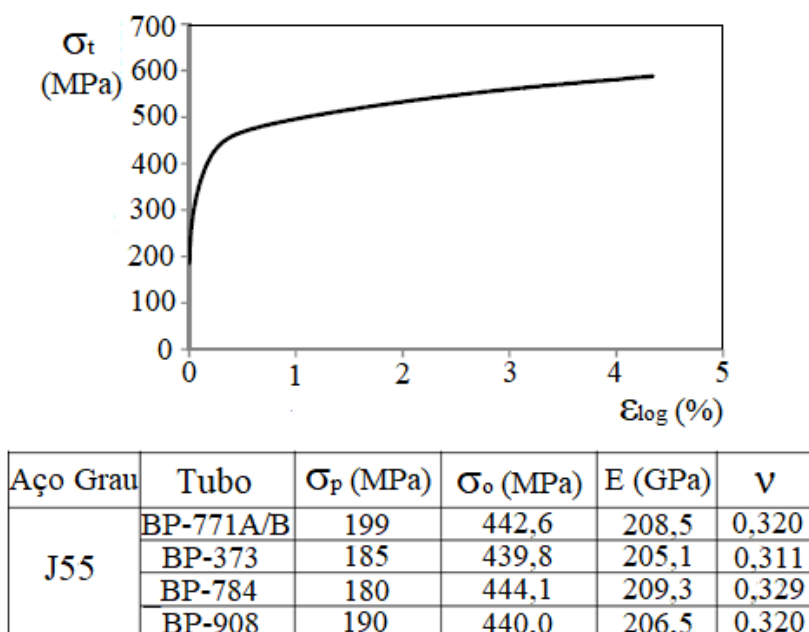
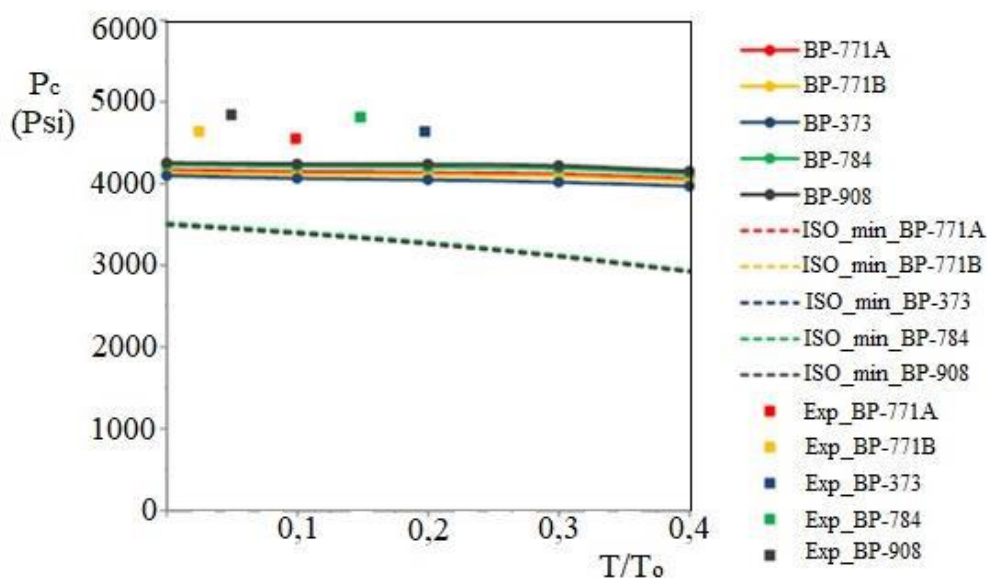


Figura 13 – Média Curva Tensão x Deformação e Dados das amostras. [6]



Tubo	D (mm)	t (mm)	D/t	Δo (%)	Ξo (%)	T (KN)	Pc (Psi)
BP-771A	178,74	8,37	21,35	0,1	0,77	195,8	4549,8
BP-771B	178,71	8,34	21,43	0,1	0,9	49,1	4641,7
BP-373	179,12	8,41	21,29	0,13	0,9	390,8	4636,4
BP-784	178,78	8,37	21,36	0,08	0,72	295,4	4813,6
BP-908	178,76	8,34	21,43	0,04	1,08	97,6	4843,6

Figura 14 - Pressão de colapso sob pressão externa e tração axial. [6]

A partir da figura 14, algumas importantes considerações podem ser destacadas:

- A redução na pressão de colapso causada pelo carregamento combinado da tração axial e da pressão externa é pouco significativa tanto nos experimentos quanto no modelo numérico.
- Não foi notada uma redução considerável na pressão de colapso devido ao aumento da tração axial nos testes experimentais, o que pode ser explicado pela limitação do aparato de tração para os tubos em escala real. Dessa forma, um estudo em escala reduzida foi proposto para avaliar cargas de tração mais elevadas na pressão de colapso.
- A diferença entre resultados experimentais e numéricos variaram em média na ordem de 11%, isso se explica pelo modelo numérico não considerar a anisotropia do material para os tubos soldados, que costumam apresentar maior tensão de escoamento na região da solda;
- Os valores obtidos na equação projeto da norma apresentam margem de segurança significativa em relação aos resultados experimentais, demonstrando o conservadorismo das equações de projeto da norma.

2.4. Fatores que afetam a pressão de colapso

Os modelos elásticos e elasto-plásticos apresentados nas seções anteriores consideram o diâmetro e a espessura nominal do tubo para o cálculo da pressão de colapso, entretanto alguns fatores como imperfeições geométricas e físicas afetam diretamente na resistência ao colapso do tubo. Esses fatores são amplamente estudados e diversos autores realizaram pesquisas sobre colapso de elementos tubulares, tais como: PATILLO [23], KYRIAKIDES [7], BAI [8], NETTO [24], COSTA [25], PASQUALINO [26] e SOUZA [27]. De forma geral, eles concluíram que os principais fatores que afetam a pressão de colapso são:

- I. Ovalização Inicial;
- II. Variação de Espessura;
- III. Tensões Residuais;
- IV. Anisotropia;
- V. Forma da curva tensão x deformação do material.

Todas essas variáveis podem ser controladas no processo de fabricação dos tubos, e a minimização ou maximização dessas variáveis afetam diretamente na resistência ao colapso. Os autores concluíram que a ovalização inicial é o fator mais significativo na redução da carga crítica de colapso. No estudo realizado por COSTA [25], uma ovalização inicial de 1% causou uma redução na pressão de colapso de até 30%. Na figura 15 pode ser notado o efeito da ovalização do tubo na resistência ao colapso. Os efeitos da variação de espessura foram considerados como secundários, podendo chegar até 15% sem grandes variações na pressão de colapso. A figura 16 ilustra a redução da pressão de colapso causada pela excentricidade do tubo.

Segundo BAI [8] e PASQUALINO [26], os efeitos da tensão residual podem ser desprezados quando a tensão residual está abaixo de 50% da tensão de escoamento do material. Na figura 17 é mostrado o efeito da tensão residual na pressão de colapso para diferentes relações D/t . De acordo com KYRIAKIDES e CORONA [7], o grau de anisotropia (2.40) de tubos sem solda varia na faixa de 0,82 e 1 devido ao processo de fabricação. Esse valor é obtido pela razão entre a tensão de escoamento circunferencial e a tensão de escoamento radial. Por meio de experimentos, foi observado que quando $S < 1$ a pressão de colapso é reduzida, enquanto quando $S > 1$ a pressão de colapso

aumenta. Essa influência é maior para tubos de baixa relação D/t e pode ser visualizado na figura 18.

$$S = \frac{\sigma_{ot}}{\sigma_{or}} \quad (2.40)$$

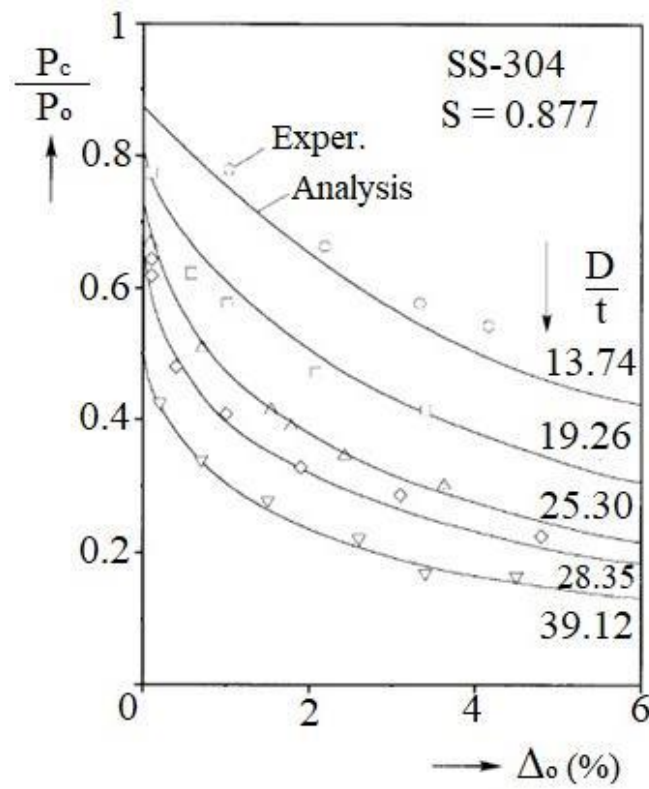


Figura 15 - Efeito das imperfeições geométricas do tubo na resistência ao colapso. [7]

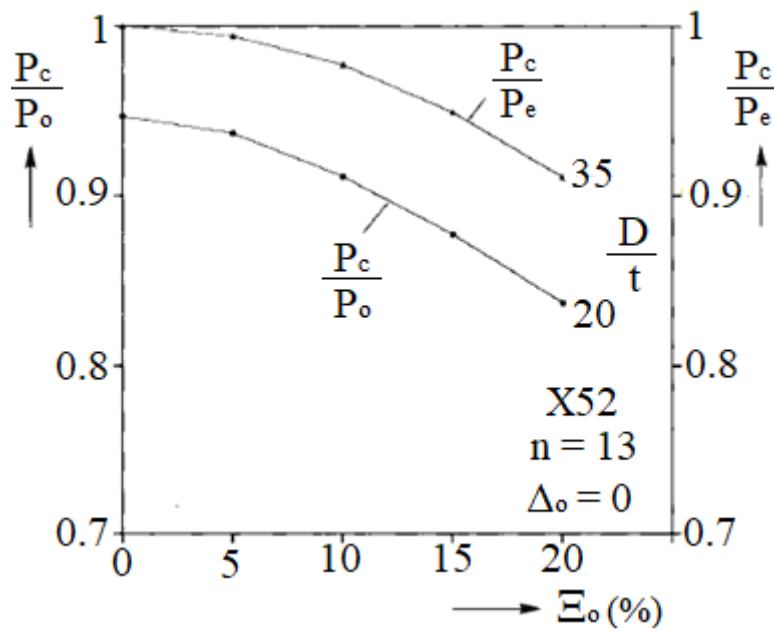


Figura 16 – Pressão de colapso versus variação de espessura. [7]

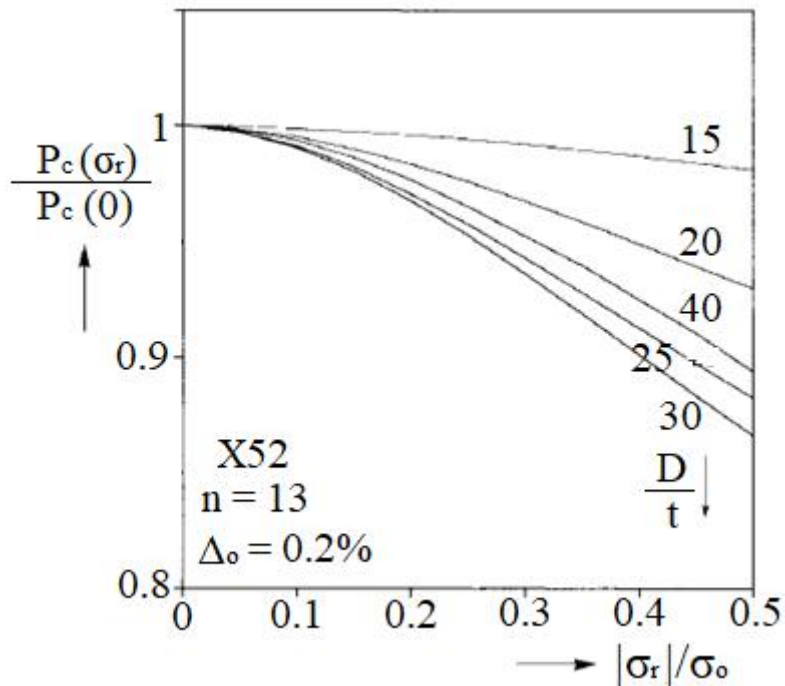


Figura 17 - Efeito da tensão residual na pressão de colapso. [7]

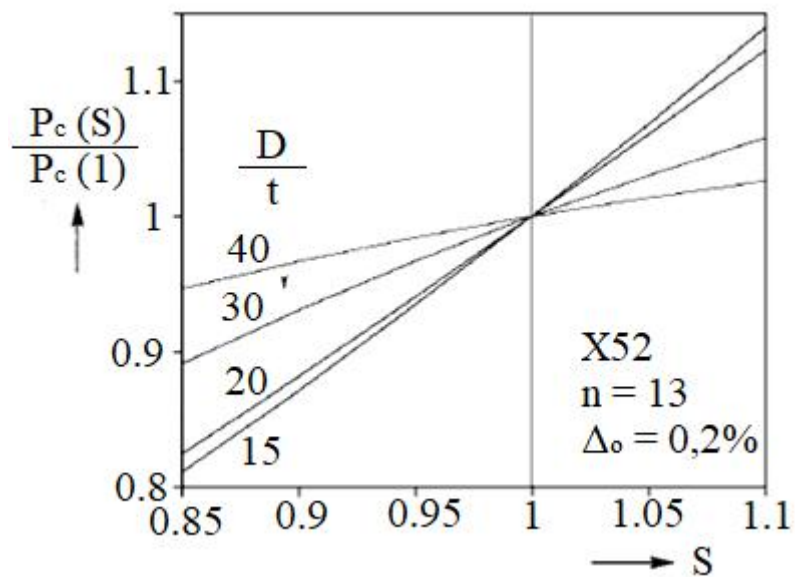


Figura 18 - Efeito do grau de anisotropia na pressão de colapso. [7]

Com relação à curva tensão-deformação do material, dois fatores são analisados: o limite de escoamento do material e a forma da curva. A forma da curva tem grande influência na pressão de colapso dos tubos, devido à variação do grau de encruamento do material. Assim como para o grau de anisotropia, essa influência é maior para tubos de baixa relação D/t .

3. TESTES EXPERIMENTAIS

Os testes experimentais realizados nesse trabalho têm como intuito servir de referência para calibração do modelo numérico desenvolvido no software comercial ABAQUS. Os resultados numéricos serão a base para comparar as equações de previsão de colapso da norma ISO 10400. No entanto, devido ao alto custo, à complexidade e ao longo tempo necessário para planejamento e execução dos experimentos, foram realizados apenas dez ensaios com tubos de aço inox 316L com duas relações D/t distintas (15 e 24). Vale ressaltar que esse estudo foi proposto após a realização do estudo em escala real com tubos de revestimento J55 para testar cargas de tração mais elevadas, tendo em vista que os tubos em escala reduzida possuem menor área da seção transversal, portanto, com o mesmo aparato de tração é possível aplicar tensões mais elevadas quando se comparado aos tubos em escala real. Esses ensaios permitiram aumentar a base de dados do estudo anterior realizado por NEVES [6], e a partir da boa calibração dos resultados numéricos com os resultados experimentais, foi possível utilizar os dados das propriedades mecânicas dos tubos J55 e N80Q no modelo numérico desenvolvido no estudo em escala reduzida. Esses resultados numéricos com dados dos tubos em escala real foram essenciais para comparação das equações de previsão de colapso da norma vigente.

3.1. Descrição geométrica

Estudos recentes apontam que elevados carregamentos trativos combinados com pressão externa resultam numa queda significativa da pressão de colapso de elementos tubulares. Para que o modelo numérico proposto nesse trabalho alcance o objetivo de simular satisfatoriamente os resultados obtidos nos ensaios experimentais, é preciso que as imperfeições geométricas iniciais dos tubos sejam introduzidas no modelo. O primeiro passo para execução dos experimentos é identificar e mapear os tubos que serão testados. Na figura 19 são exibidos os tubos já mapeados e identificados para os testes na câmara hiperbárica horizontal juntamente com o aparato de tração.

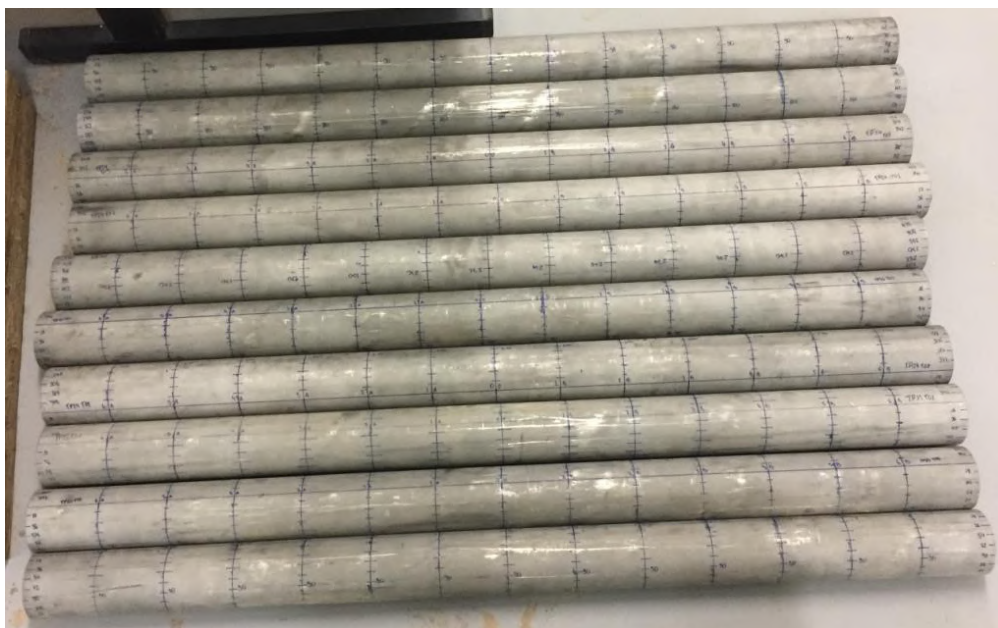


Figura 19 – Tubos em escala reduzida.

Os tubos ilustrados na figura acima foram identificados de acordo com a relação D/t e duas nomenclaturas foram utilizadas (TP15 e TP24), sendo a primeira para as cinco amostras com relação D/t de aproximadamente 15 e a segunda para as cinco amostras com relação D/t de aproximadamente 24. A nomenclatura final de cada tubo foi acrescida com a letra T (tubo), com o número zero e com outro número de um a cinco para cada grupo (TP15T01, TP15T02, TP15T03, TP15T04, TP15T05, TP24T01, TP24T02, TP24T03, TP24T04, TP24T05). As dimensões nominais dos tubos testados para cada grupo são mostradas na tabela 6.

Tabela 6 - Dimensão nominal dos tubos.

	TP15	TP24
Diâmetro Externo (D)	73,3 mm	73,3 mm
Comprimento (L)	1100 mm	1100 mm
Espessura (t)	5 mm	3 mm
L/D	15	15
D/t	14,66	24,43

Em seguida, os tubos foram mapeados de forma a obter dados das imperfeições geométricas, tais como ovalização inicial e variação de espessura. Para o mapeamento de cada tubo, o diâmetro externo foi medido com o auxílio de um paquímetro analógico em 10 pontos diferentes a cada 18° ao longo de 14 seções equidistantes de 78,6 mm. A espessura foi medida com o auxílio de um micrômetro analógico apenas nas bordas dos tubos. Essas medidas foram feitas nos mesmos pontos onde foram mapeados os

diâmetros externos, totalizando 20 medidas a cada 18°. A figura 20 ilustra de maneira simplificada como as medidas foram realizadas. Os valores máximos e mínimos medidos para cada tubo são descritos na tabela 7. Mais detalhes sobre os resultados obtidos da tabela 7 e a forma como a ovalização inicial e a variação de espessura são calculadas podem ser encontrados no anexo A dessa dissertação.

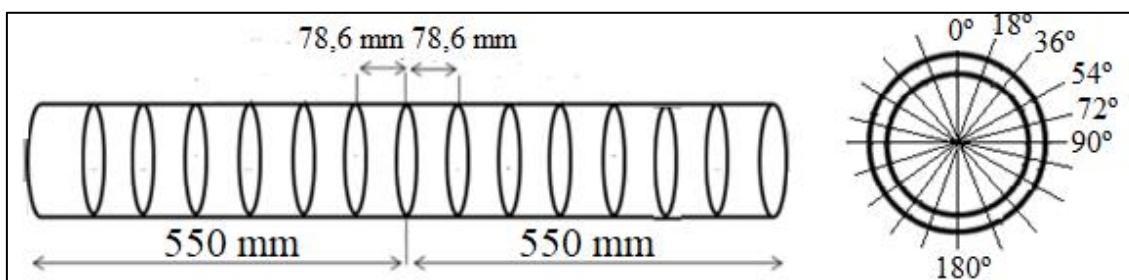


Figura 20 - Esquema simplificado de medição dos tubos.

Tabela 7 - Valores máximos de ovalização inicial e variação de espessura.

TP15	Δ_o máx	Ξ_o máx	TP24	Δ_o Max	Ξ_o máx
TP15T01	0,17%	1,61%	TP24T01	0,14%	5,23%
TP15T02	0,34%	1,40%	TP24T02	0,20%	2,89%
TP15T03	0,17%	2,64%	TP24T03	0,17%	6,03%
TP15T04	0,20%	1,21%	TP24T04	0,14%	3,55%
TP15T05	0,24%	1,10%	TP24T05	0,14%	3,18%

3.2. Caracterização do material

Assim como a geometria deve ser corretamente introduzida no modelo numérico, as propriedades físicas do material também são fundamentais. Como ressaltado anteriormente, os tubos testados foram fabricados com aço inox 316L e alguns valores de referência das propriedades mecânicas desse material podem ser facilmente encontrados na literatura. Na tabela 8 são mostrados alguns dados de referência do material.

Tabela 8 - Propriedades mecânicas SS316L.

Grau	σ_o Mín (MPa) 0.2% offset	E (GPa)	ν	Alongamento (%)	Dureza (HRB)
SS-316L	170	193	0,27	50	79

Entretanto, para que a correlação numérico-experimental fique satisfatória, é preciso utilizar os valores reais dos tubos testados, por isso, três corpos de prova foram retirados na direção longitudinal para cada grupo de tubo (TP 15 e TP 24), totalizando seis corpos de prova. Os corpos de prova foram levados para o teste de tração uniaxial para obtenção de valores da tensão de escoamento (σ_o), limite de proporcionalidade (σ_p), coeficiente de Poisson (ν), módulo de elasticidade (E) e da curva tensão x

deformação. Na figura 21 é exibido o corpo de prova CP01TP15 sendo instrumentado para obtenção de dados de deformação do material.

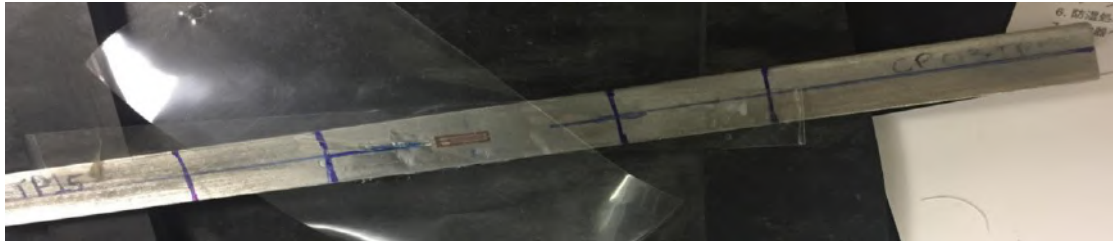


Figura 21 - Corpo de prova – CP01TP15

Os testes de tração foram realizados na máquina servo-hidráulica *INSTRON*-8802 com capacidade de 250 kN do Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE, conforme mostrado na figura 22. Os equipamentos utilizados no teste, a geometria dos corpos de prova, os parâmetros de teste utilizados e algumas observações são listados abaixo.



Figura 22 – Máquina INSTRON-8802

Equipamentos:

- Máquina Servo-Hidráulica – Instron 8802 – 250 kN
- Condicionador – Modelo 1121 SCX
- Computador Dedicado – Placa A/D USB-VAIO
- Strain Gages – Kyowa KFR-5-120-C1-11 / KFGS-10-120-D16-11
- Clip-Gage – 25 mm

Corpos de Prova:

- **CP01TP15** - (L – 100 mm; b - 12,45 mm; t – 4,96 mm) - SS316L
- **CP02TP15** - (L – 100 mm; b - 12,5 mm; t – 4,96 mm) - SS316L
- **CP03TP15** - (L – 100 mm; b - 12,5 mm; t – 4,95 mm) - SS316L
- **CP01TP24** - (L – 100 mm; b - 12,45 mm; t – 3,1 mm) - SS316L
- **CP02TP24** - (L – 100 mm; b - 12,45 mm; t – 3,1 mm) - SS316L
- **CP03TP24** - (L – 100 mm; b - 12,55 mm; t – 3,09 mm) - SS316L

Parâmetros do Ensaio:

- **CP01TP15** - ($\dot{\Delta L}$ – 0,6 mm/min) / 1 Strain Gage Uniaxial
- **CP02TP15** - ($\dot{\Delta L}$ – 0,3 mm/min) / 1 Strain Gage Biaxial
- **CP03TP15** - ($\dot{\Delta L}$ – 0,6 mm/min) / 2 Strain Gage Uniaxial
- **CP01TP24** - ($\dot{\Delta L}$ – 0,6 mm/min) / 2 Strain Gage Uniaxial
- **CP02TP24** - ($\dot{\Delta L}$ – 0,6 mm/min) / 2 Strain Gage Uniaxial
- **CP03TP24** - ($\dot{\Delta L}$ – 0,3 mm/min) / 1 Strain Gage Biaxial

Observações:

- Houve dificuldade em obter o módulo de elasticidade para a amostra do tubo CP03TP24. Acredita-se que cargas de flexão ocorriam quando o teste de tração era iniciado devido à retificação de uma pequena curvatura na amostra. Essa curvatura pode ter sido originada no corte das amostras.
- Dois *strain gages* uniaxiais foram instrumentados nas duas superfícies da amostra. A média entre as leituras foi obtida para determinação do módulo de elasticidade do material.
- Os testes foram programados para 40% de deformação ou até o rompimento das amostras.

Os valores obtidos de tensão de escoamento, coeficiente de Poisson, módulo de elasticidade e a curva tensão x deformação de cada grupo dos tubos são mostrados nas figuras e tabelas abaixo.

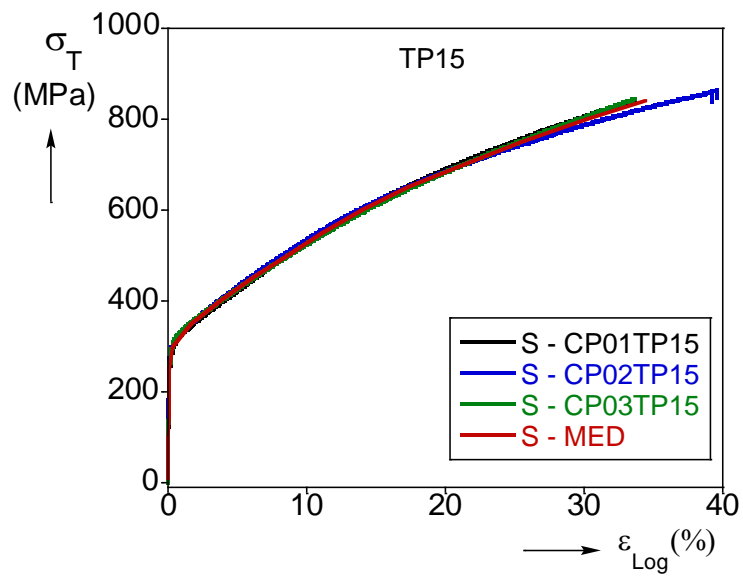


Figura 23 - Curva Tensão x Deformação - TP15

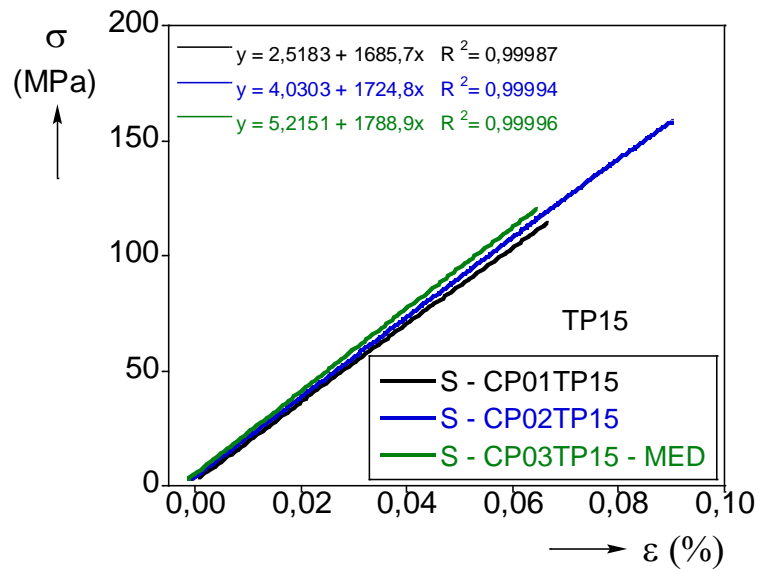


Figura 24 - Módulo de Elasticidade (E) - TP15

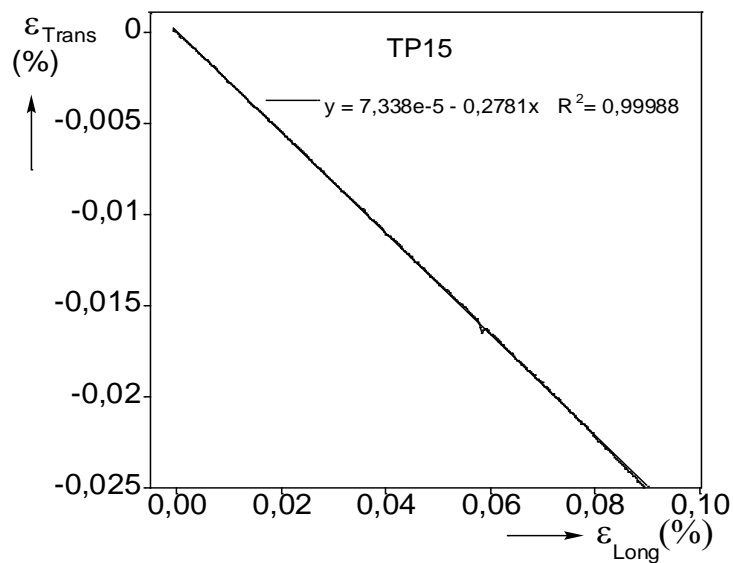


Figura 25 - Coeficiente de Poisson - TP15

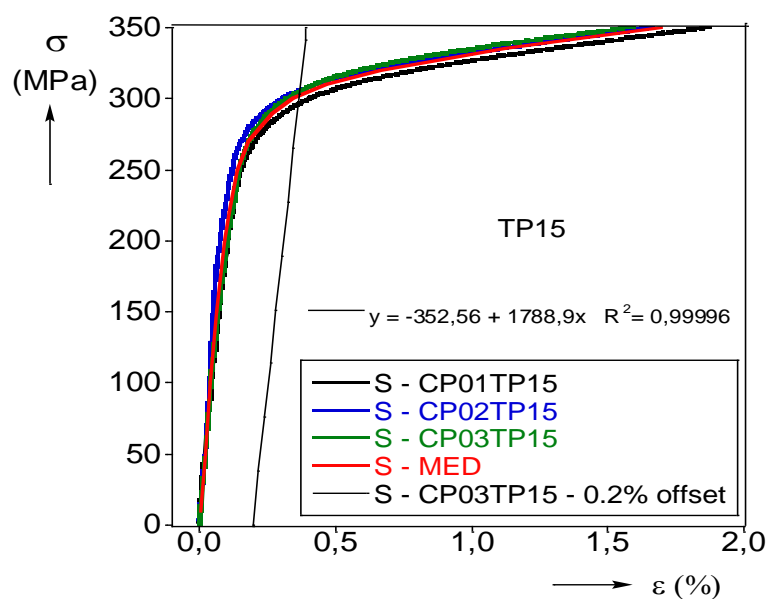


Figura 26 - Tensão de escoamento - 0.2% offset - TP15

Tabela 9 - Propriedades mecânicas dos tubos - TP15.

CP	σ_o Mín 0.2% (MPa)	E (GPa)	ν
CP01TP15	295	168,57	-
CP02TP15	305	172,48	0,278
CP03TP15	303	178,89	-
MÉDIA	301	173,31	0,278

Os resultados obtidos das propriedades do material para o grupo TP15 apresentaram valores próximos aos encontrados na literatura. Vale ressaltar que o valor demonstrado de tensão de escoamento para o aço 316L na tabela 8 é o valor mínimo aceito para o material. Os valores médios obtidos nos ensaios de tração uniaxial foram utilizados no modelo numérico no programa ABAQUS, que será apresentado no capítulo posterior.

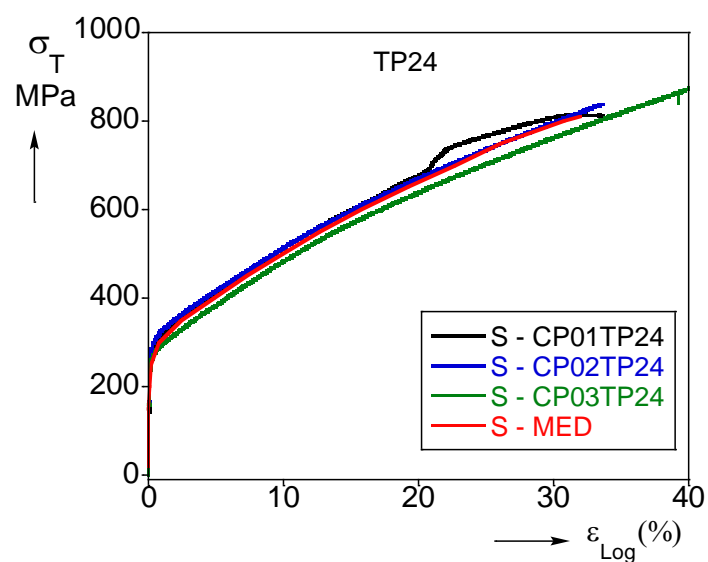


Figura 27 - Curva Tensão x deformação - TP24

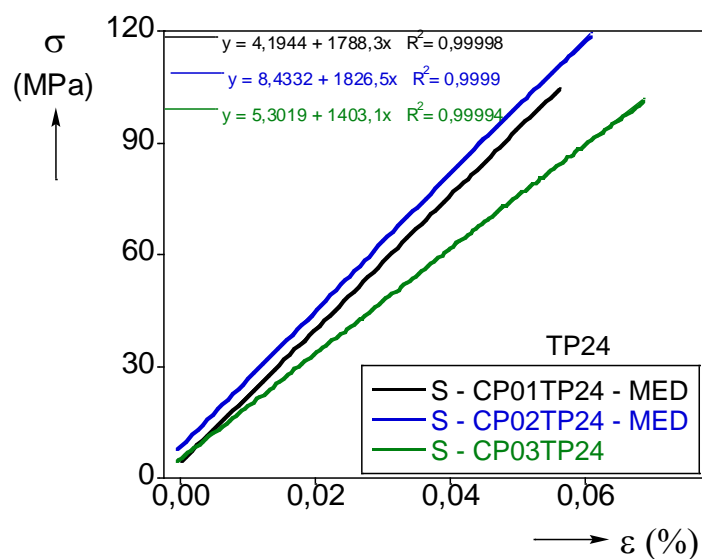


Figura 28 - Módulo de Elasticidade - TP24

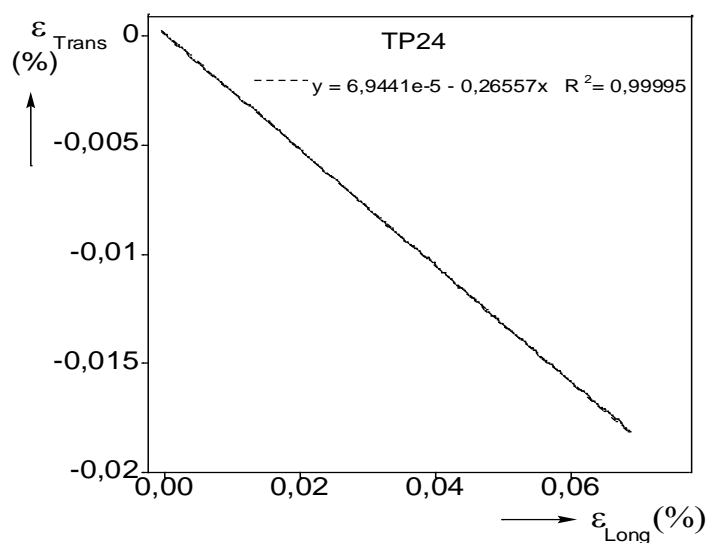


Figura 29 - Coeficiente de Poisson - TP24

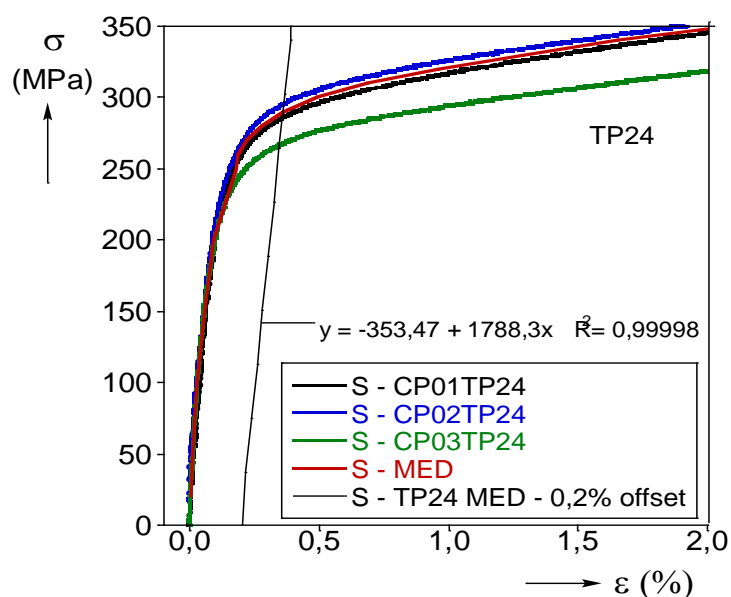


Figura 30 - Tensão de escoamento - 0.2% offset - TP24

Tabela 10 - Propriedades mecânicas dos tubos de ensaio - TP24.

CP	$\sigma_{0.2\%}$ Mín (MPa)	E (GPa)	ν
CP01TP24	285	178,83	-
CP02TP24	294	182,65	0,266
MÉDIA	289,5	180,74	0,266

Os resultados obtidos das propriedades do material para o grupo TP24 também apresentaram valores próximos aos encontrados na literatura. Entretanto, os valores obtidos do ensaio do corpo de prova CP03TP24 ficaram fora dos valores esperados. Dessa forma, esses valores foram descartados dos valores médios que serão usados no modelo numérico. Após a caracterização do material, os testes experimentais em escala reduzida foram realizados com o objetivo de avaliar o efeito da tração axial na pressão de colapso.

3.3. Procedimentos experimentais

Para execução dos ensaios de colapso sob carregamento combinado da pressão externa e da tração axial foi preciso utilizar o sistema câmara hiperbárica horizontal (CHH) acoplado com o atuador hidráulico disponível no Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS/COPPE). O sistema é exibido de forma simplificada nas figuras 31 e 32. A execução dos testes consiste na aplicação da tração axial constante nos tubos, por meio do deslocamento do eixo do atuador hidráulico, que aplica uma tensão compressiva ou trativa sobre a amostra conforme o sentido do deslocamento. A amostra

é fixada na tampa esquerda da CHH, enquanto o atuador hidráulico é conectado na tampa direita da CHH. O eixo do atuador fica livre para deslocamento no sentido longitudinal, e esse deslocamento é controlado pela célula de carga. A carga aplicada é controlada por meio de um transdutor LVDT, que transmite a carga aplicada na amostra. Com os dados da área da seção transversal dos tubos, é possível calcular a tensão aplicada nos tubos. Para esse estudo a tração axial foi variada entre 20 a 80% da tração de escoamento do material. Devido aos poucos experimentos realizados, decidiu-se não avaliar o histórico do carregamento na pressão de colapso, e por isso, foi aplicada inicialmente a tração axial, e em seguida, a pressão hidrostática até a pressão de colapso. Acredita-se que para altos carregamentos trativos, caso a pressão externa seja aplicada inicialmente, a pressão de colapso pode ser alterada. No estudo anterior em escala real, NEVES [6] avaliou numericamente que essa diferença pode ser de até 8,9% na pressão de colapso.

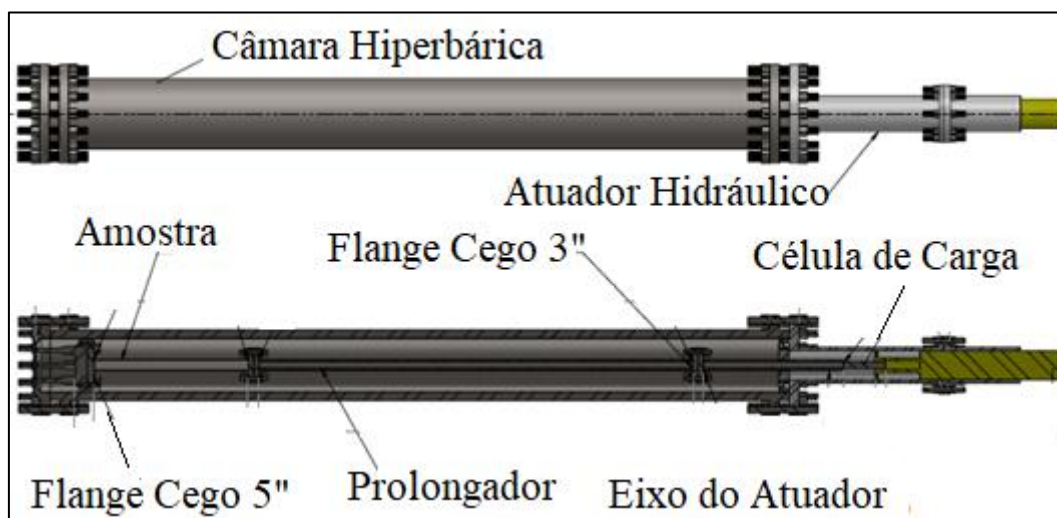


Figura 31 - Desenho esquemático do sistema de teste.



Figura 32 - Câmara Hiperbárica Horizontal e Atuador Hidráulico.

A CHH possui dimensões de 380 mm de diâmetro interno e 5 m de comprimento, com capacidade máxima de pressão de 7500 psi. O atuador possui capacidade máxima de tração de 50 tonf. Devido ao longo comprimento da CHH em relação aos tubos testados foi preciso utilizar um prolongador para conexão da amostra com o eixo do atuador hidráulico. Tanto o prolongador quanto o eixo do atuador foram fabricados com o mesmo diâmetro externo (73,3 mm) dos tubos testados para evitar diferencial de pressão durante o teste. Os tubos foram soldados nos flanges de forma a garantir a aplicação da tração e evitar vazamentos do fluido de teste para o interior do tubo.

A montagem da amostra é uma atividade complexa devido à limitação do espaço para movimentação das partes dentro da CHH. A equipe técnica do LTS/COPPE foi fundamental para execução dos ensaios. Na figura 33 é exibida a montagem da amostra na CHH juntamente com o aparato de tração.

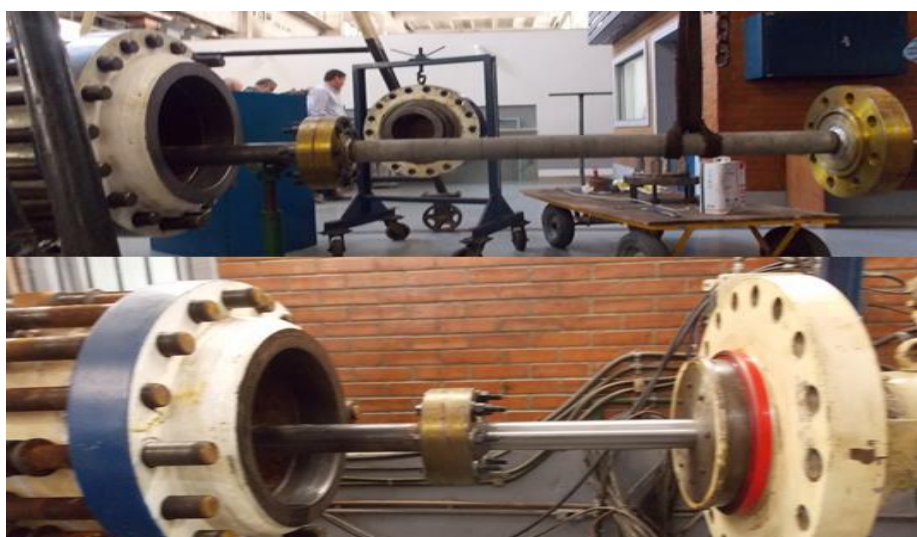


Figura 33 - Montagem da amostra, prolongador e eixo do atuador.

Após a montagem da amostra, a CHH é preenchida com água até que todo o ar do seu interior seja removido. Esse processo dura cerca de 2 horas para ser completamente realizado. Assim que toda a CHH é preenchida com fluido, uma pressão inicial é imposta antes da aplicação da tração pelo atuador hidráulico, com objetivo de reduzir as tensões aplicadas nos parafusos de fixação com a tampa da CHH. Após a aplicação da carga de tração desejada, a pressurização é iniciada com uma taxa de 50 psi/min através de uma bomba hidráulica exibida na figura 34. Para que todo o teste seja realizado, ou seja, considerando a montagem, a pressurização do sistema e a desmontagem, são

necessárias aproximadamente 6 horas para cada teste, além de uma equipe composta por pelo menos 4 técnicos (1 para controle do sistema de tração, 1 para controle do sistema de pressurização da CHH, 2 para montagem e desmontagem do sistema) e 1 supervisor para acompanhamento do ensaio. Portanto, nota-se que esses ensaios são de grande valor para o estudo executado e precisam de um bom planejamento desde o dimensionamento das peças do sistema até a aquisição dos materiais, tais como: prolongador, eixo do atuador, flanges de conexão, borrachas de vedação, serviço de solda, peças de adaptação para os ensaios em escala reduzida e até mesmo os parafusos de fixação com a tampa da CHH que são fundamentais para garantir a segurança da operação.

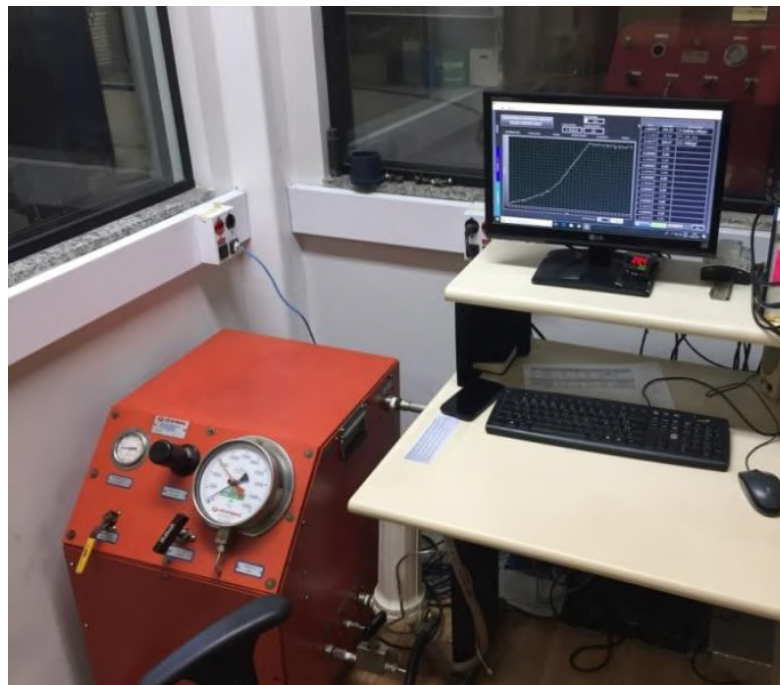


Figura 34 - Sistema de aquisição de dados e sistema de pressurização.

3.4. Resultados Experimentais

Ao longo do teste, a curva pressão *versus* tempo é armazenada até o tubo ser colapsado. O momento do colapso é facilmente detectado pelo som e pela queda de pressão abrupta no interior da CHH, por isso, nesse teste não é preciso utilizar nenhum dispositivo para detecção do momento do colapso. A tabela 11 demonstra os resultados obtidos para os testes sob carregamento combinado do grupo TP15 e TP24. Além desses testes, outros dois ensaios foram realizados sob pressão hidrostática pura para avaliação do efeito da tração axial na pressão de colapso. Esses valores são apresentados na tabela 12.

Tabela 11 - Testes experimentais sob carregamento combinado.

	Δ_o máx (%)	T (KN)	T/T _o	P _{co} (Psi)
TP15T04	0,2048	64,8	0,2	5230,5
TP15T01	0,1706	129,5	0,4	4875,2
TP15T05	0,2390	161,4	0,5	4766,0
TP15T03	0,1706	194,3	0,6	4155,6
TP15T02*	0,3411	259,1	0,8	4437,3*
TP24T03	0,1705	74,7	0,4	1989,6
TP24T01	0,1363	109,6	0,6	1941,2
TP24T04	0,1363	129,5	0,7	1825,6
TP24T05	0,1363	139,5	0,75	1692,1
TP24T02	0,2044	149,5	0,8	1537,9

Tabela 12 - Testes experimentais sob pressão hidrostática pura.

Nomenclatura	TP722I	TP827I
D/t	15	24
Δ_o máx (%)	0,17	0,2
σ_o	301 MPa	286 MPa
P_{exp}	6114,13 Psi	2243,80 Psi
P_o	5820,9 Psi	3456,8 Psi
P/P_o	1,050	0,649

No teste do tubo TP15T02 ocorreram três tentativas até o colapso do tubo. Na primeira tentativa, houve rompimento da solda entre o tubo e os flanges. Na segunda tentativa, a pressão externa chegou aos 4400 psi e como a pressão prevista para o colapso era inferior, o teste foi interrompido. Após a desmontagem da amostra, foi constatado um vazamento de fluido para o interior do tubo pela solda. Apenas na terceira tentativa, o teste foi concluído, porém o valor da pressão de colapso ficou acima do valor esperado. Acredita-se que houve encruamento do material devido às tentativas anteriores, causando um aumento na resistência ao colapso. Uma resina selante foi utilizada para evitar qualquer vazamento pela solda. Nas figuras 35 e 36 são exibidos os tubos colapsados dos grupos TP15 e TP 24, respectivamente. Pode-se observar que o colapso ocorre de forma global em ambos os tubos. Os resultados dos testes podem ser observados na curva $P/P_o \times T/T_o$, conforme mostrado na figura 37.



Figura 35 - Tubo colapsado - TP15



Figura 36 - Tubo colapsado - TP24.

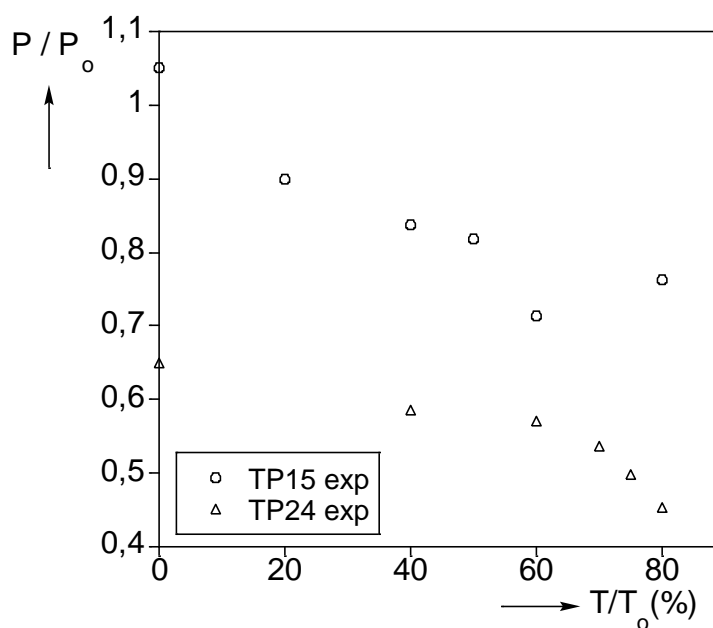


Figura 37 - Resultados experimentais.

A partir dos resultados acima, pode-se concluir que a tração axial causou redução na pressão de colapso para as duas relações D/t analisadas. Para relação D/t igual a 15, maior foi a redução na pressão de colapso com o aumento da tração axial. A pressão de colapso foi reduzida em 32% com o aumento da tração até 60% da tração de escoamento do material. Para a relação D/t igual a 24, a pressão de colapso foi reduzida

em apenas 13,5% com o mesmo aumento da tração. Dessa forma, considerando um mesmo material, pode-se afirmar que a relação D/t tem grande influência na pressão de colapso para o carregamento combinado.

Outra observação importante desses ensaios, também obtida no estudo anterior de NEVES [6], é a baixa influência da tração axial para tubos de parede fina (altas relações D/t). Considerando o mesmo material, pode-se notar na curva de relação D/t igual a 24, que a redução na pressão de colapso é pouco significativa até 60% da tração de escoamento. Isso pode ser explicado pela tensão equivalente exercida no tubo. Caso a tensão equivalente seja inferior à tensão de escoamento do material, o colapso ocorrerá ainda no regime elástico, portanto a tração axial não terá grande influência na pressão de colapso. A partir do momento que a tensão equivalente ultrapassa a tensão de escoamento do material, o carregamento trativo passa a ter forte influência na pressão de colapso. Essa análise da tensão equivalente pode ser realizada numericamente, e será abordada no próximo capítulo. As curvas de pressão *versus* tempo obtidas nos testes experimentais podem ser encontradas no anexo B dessa dissertação.

4. ANÁLISE NUMÉRICA

De acordo com REDDY [28], grande parte dos problemas de engenharia pode ser formulado analiticamente pelos princípios gerais da Mecânica do Contínuo através de equações diferenciais. Entretanto, a necessidade de soluções rápidas e econômicas trouxe o desenvolvimento de modelos matemáticos ou numéricos para diversas aplicações. De forma geral, o Método de Elementos Finitos (MEF), base para formulação dos modelos numéricos, consiste na discretização do meio contínuo num número finito de elementos para obtenção de uma solução aproximada do problema. Nesse capítulo é apresentado o modelo numérico não-linear, baseado no MEF, para simulação do colapso de tubos sob pressão externa e tração axial no software comercial ABAQUS. De acordo com o manual do programa [29], o mesmo é capaz de desenvolver análises estáticas e dinâmicas, lineares e não-lineares, análises fluidodinâmicas, análises térmicas, análises elétricas e termoeletricas, entre outras. Nesse trabalho, uma análise quase-estática de instabilidade estrutural será desenvolvida. Os tubos de revestimento e de produção quando submetidos a carregamentos que excedem o limite elástico apresentam comportamento não-linear, ou seja, as propriedades elásticas deixam de valer a partir desse ponto. Dessa forma, os tubos começam a ter queda significativa de rigidez e para continuar em equilíbrio liberam energia de deformação. Entretanto, quando o carregamento atinge um valor crítico, os tubos passam por grandes deformações e deslocamentos e diz-se que os mesmos colapsaram. O objetivo do modelo numérico é determinar de forma aproximada esse valor crítico, chamado de pressão de colapso ou carga de colapso.

Para o desenvolvimento do modelo numérico no programa ABAQUS é preciso definir alguns parâmetros de entrada, tais como:

- Geometria;
- Propriedades do Material;
- Malha de Elementos Finitos do Modelo;
- Condições de Contorno;
- Carregamento Aplicado;

4.1. Modelo Numérico

4.1.1. Geometria

A primeira etapa para criar o modelo numérico é representar a estrutura estudada. No caso dos tubos testados, a geometria é considerada simples, pois os mesmos apresentam dimensões semelhantes, tais como: comprimento (1100 mm) e diâmetro externo (73,3 mm). No entanto, caso o tubo fosse modelado igual às dimensões reais, um número desnecessário de elementos seria utilizado, gerando mais equações, e consequentemente, maior tempo computacional para obtenção da solução aproximada. Considerando o material homogêneo e isotrópico, carregamento uniforme ao longo de todo o comprimento e simetria, obtém-se 1/8 da forma original, conforme mostrado na figura 38. Dessa maneira, o comprimento do tubo modelado passa a ser de 550 mm (1/2) e apenas 90° da seção transversal (1/4), gerando uma significativa redução de elementos.

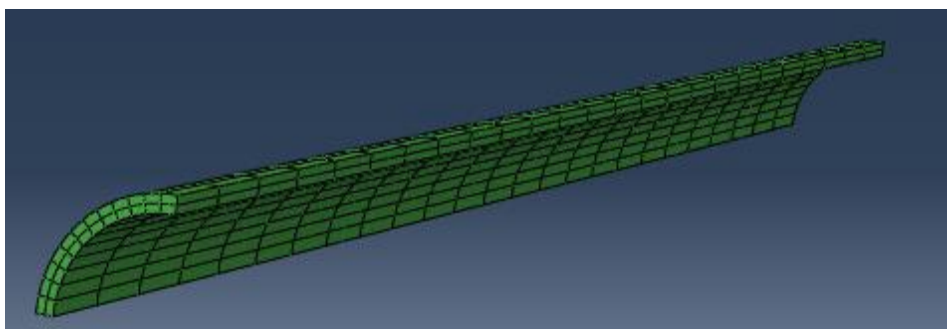


Figura 38 - Representação da Geometria Reduzida - Tubos Testados

4.1.2. Propriedades do Material

A segunda etapa no modelo é definir as propriedades físicas dos tubos. Os dados obtidos nos testes de tração são fundamentais para representar precisamente o material no regime elástico e plástico. Por isso, alguns desses dados, tais como: módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson e a curva tensão verdadeira *versus* deformação plástica logarítmica foram introduzidos no programa. As figuras 39 e 40 representam os dados introduzidos para os tubos com relação D/t igual a 14,66 ($D = 73,3$ mm, $t = 5$ mm). As figuras 41 e 42 representam os dados introduzidos para os tubos com relação D/t igual a 24,43 ($D = 73,3$ mm, $t = 3$ mm). Vale ressaltar que a curva apresentada nas figuras 40 e 42 são formadas pelos dados médios dos seis corpos de prova utilizados nos ensaios de tração.

Material Behaviors		
Elastic		
Plastic		
Data		
	Young's Modulus	Poisson's Ratio
1	173310	0.278
Elastic		
Type:	Isotropic	
Plastic		
Hardening:	Isotropic	

Material Behaviors		
Elastic		
Plastic		
Data		
	Yield Stress	Plastic Strain
1	180.75	0
2	200	0.000130284
3	225	0.000347761
4	250	0.000528428
5	275	0.000976404
6	300	0.002085568
7	312.5	0.003377228
8	325	0.005536868
9	337.5	0.009001679
10	350	0.013696699
11	362.5	0.018827581
12	375	0.024312959
13	387.5	0.029586662
14	400	0.035441438
15	412.5	0.04104931
16	425	0.04686335
17	437.5	0.052398074
18	450	0.058209435
19	462.5	0.063905125
20	475	0.070138993

Figura 39 - Propriedades Físicas dos Tubos TP15.

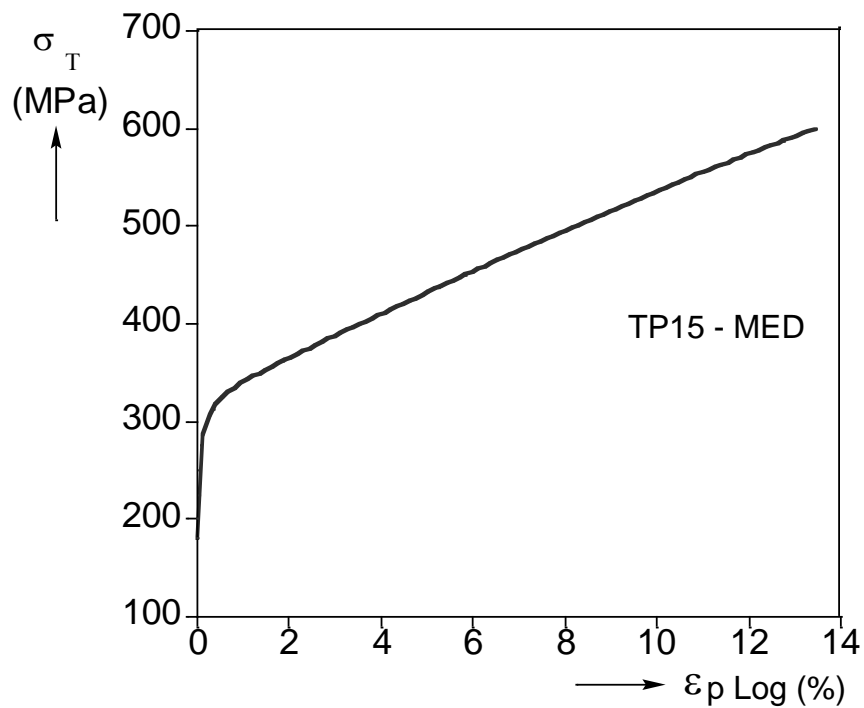


Figura 40 - Curva $\sigma \times \varepsilon_p$ – TP15

Material Behaviors

Elastic

Plastic

Data

	Young's Modulus	Poisson's Ratio
1	180740	0.266

Elastic

Type: Isotropic

Plastic

Hardening: Isotropic

Material Behaviors

Elastic

Plastic

Data

	Yield Stress	Plastic Strain
1	186.03	0
2	200	0.000140602
3	225	0.000399719
4	250	0.000735131
5	275	0.001586818
6	287.5	0.002520042
7	300	0.004048779
8	312.5	0.006641374
9	325	0.010142149
10	337.5	0.014484933
11	350	0.01936111
12	362.5	0.025153141
13	375	0.030558626
14	387.5	0.036672862

Figura 41 - Propriedades Físicas dos Tubos TP24.

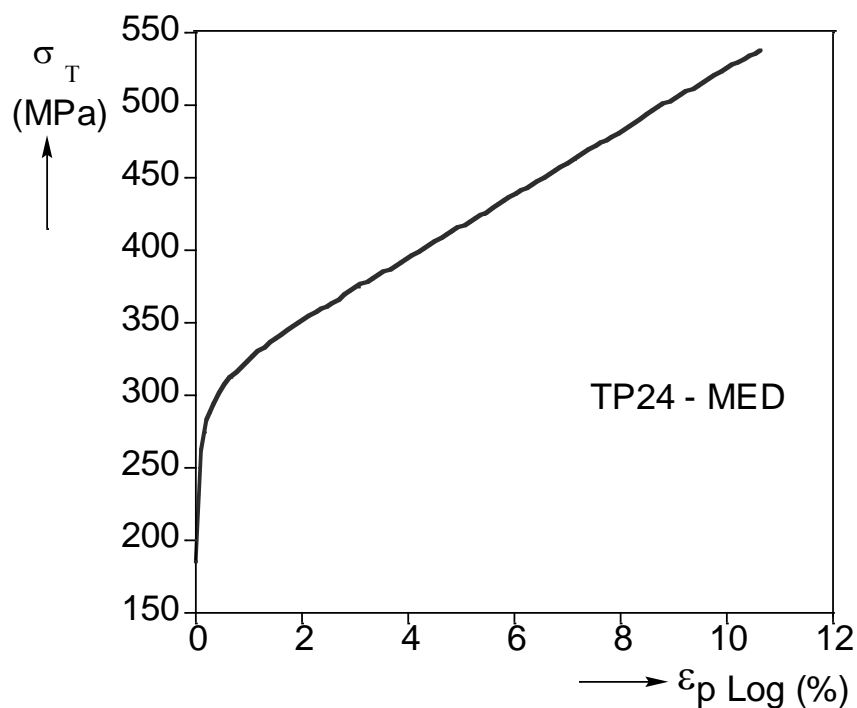


Figura 42 - Curva $\sigma \times \epsilon_p$ – TP24.

4.1.3. Malha de Elementos Finitos

Na terceira etapa, é preciso definir o tipo de elemento e malha a ser utilizada no modelo. O software ABAQUS apresenta diferentes tipos de elementos em sua biblioteca para diversas aplicações, tais como: tensão-deslocamento, pressão de poros, temperatura-deslocamento, transferência de calor, fluidos hidrostáticos, fluxo

incompressível, termoeletrônicos, entre outros. Para o caso do colapso de tubos, os elementos de tensão-descolamento são os mais apropriados. Esses elementos são divididos em diferentes grupos: Contínuos (Sólido, Infinito), Estruturais (Membrana, Barra, Viga, Casca), Rígidos, Contato, Conexão e Elementos Específicos. Como não haverá rotação nos tubos, o tipo de elemento escolhido para simulação no modelo é o elemento sólido quadrático C3D27R, com 21 a 27 nós, integração reduzida e 3 graus de liberdade de translação (U_x , U_y , U_z). Esse elemento é recomendado para análises tridimensionais não-lineares complexas, que envolvam plasticidade e grandes deformações, devido a melhor resolução do gradiente de tensão com baixo custo computacional.

A geração da malha de elementos finitos do problema pode ser realizada manualmente pelo pré-processador do software ABAQUS, no entanto, um programa em Fortran específico desenvolvido por T. D. PARK e alterado por T. A. NETTO foi inserido no pré-processador do ABAQUS para a geração da malha do problema. Esse programa é amplamente utilizado no Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS/COPPE) devido à rápida aplicação em diversos problemas de dutos submarinos. Além disso, o programa é capaz de gerar a malha de elementos finitos para tubos de parede simples e tubos de múltiplas camadas, inserir a ovalização inicial e a quantidade de elementos em cada direção. Desse modo, para que a malha seja gerada, o programa pede alguns dados de entrada, tais como:

- Número de camadas;
- Raio interno;
- Comprimento;
- Espessura;
- Ovalização inicial;
- Distância de influência da ovalização inicial;
- Número de elementos em cada direção (Longitudinal, Radial, Circunferencial);
- Ângulo modelado da Seção Transversal;

Na figura 38 pode ser visto um exemplo da malha de elementos finitos gerada pelo programa. Para a simulação ilustrada na figura 38, a malha de elementos finitos foi dividida de forma linear em todas as direções, sendo 25 elementos no sentido

longitudinal, 12 elementos no sentido circunferencial e 2 elementos no sentido radial, gerando um total de 600 elementos. Esses valores são fundamentais para o modelo numérico, tendo em vista que a malha influencia diretamente na aproximação da solução e no tempo computacional gasto para solução do problema. Portanto, para que o modelo numérico seja eficiente, um estudo de sensibilidade da malha faz-se necessário.

4.1.3.1. Estudo de Sensibilidade da Malha

Para o estudo de sensibilidade são utilizados os dados do tubo TP15T02 para o grupo TP15 e do tubo TP24T02 para o grupo TP24. Vale lembrar que o programa gerador de malha considera ovalização inicial e distância de influência da ovalização dos tubos, portanto os valores obtidos no mapeamento são utilizados nessa etapa. As figuras 43 e 44 ilustram a ovalização inicial real em comparação com a ovalização inicial inserida no modelo numérico para os tubos TP15T02 e TP24T02. A ovalização inicial inserida no modelo é dada pela equação 4.1. A ovalização máxima do modelo será projetada para o centro do tubo com distância de influência de ovalização até metade do comprimento modelado ($X_L = 3,75D$). Na tabela 13 são exibidos os valores de entrada no programa gerador de malha para cada um dos tubos.

$$\frac{u(x, \theta)}{R} = -\Delta_o \exp \left[-\left(\frac{X}{X_L} \right) \right] \cos 2\theta \quad (4.1)$$

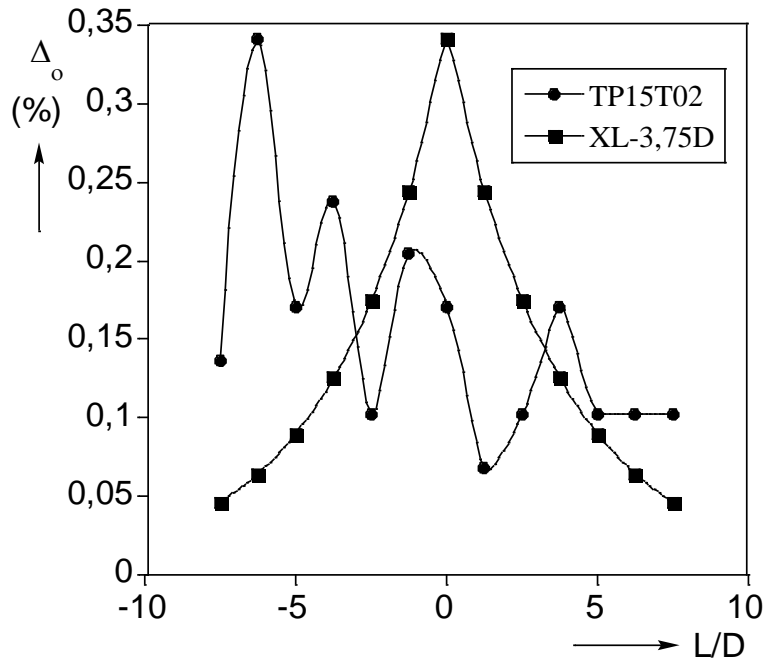


Figura 43- Ovalização inicial real x Ovalização imposta no modelo – TP15T02

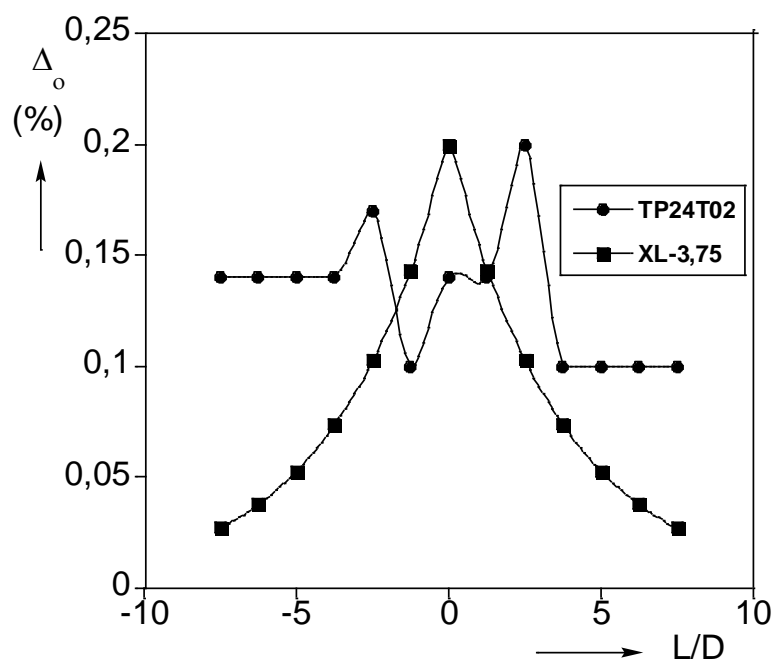


Figura 44 – Ovalização inicial real x Ovalização imposta no modelo – TP24T02

Tabela 13 - Parâmetros de Entrada da Malha.

	TP 15	TP 24
Comprimento	550 mm (7,5D)	550 mm (7,5D)
Espessura	5 mm	3 mm
Raio Interno	31,65mm	33,65 mm
Ovalização In.	0,34%	0,2%
Distância de Influência.	3,75D	3,75D
Nº de Camadas	1	1
Ângulo da Seção Transversal	90°	90°

As propriedades físicas do material e a curva tensão verdadeira *versus* deformação plástica logarítmica foram inseridas no software ABAQUS conforme ilustrado nas figuras 39, 40, 41 e 42. Para o refinamento da malha, o tipo de carregamento exercido sob os tubos no modelo foi de tração axial constante ($T/T_o = 40\%$) e pressão externa. Quanto às condições de contorno do problema, foram aplicadas as condições de simetria entre os planos X-Y, X-Z e Y-Z devido à simplificação da geometria para 1/8 da sua forma original, além da condição de contorno de restrição de deslocamento nos eixos Y e Z, aplicado em uma face transversal, para que a tração axial constante fosse exercida. A figura 45 mostra o tubo sendo submetido ao carregamento combinado de pressão externa e tração axial no software ABAQUS.

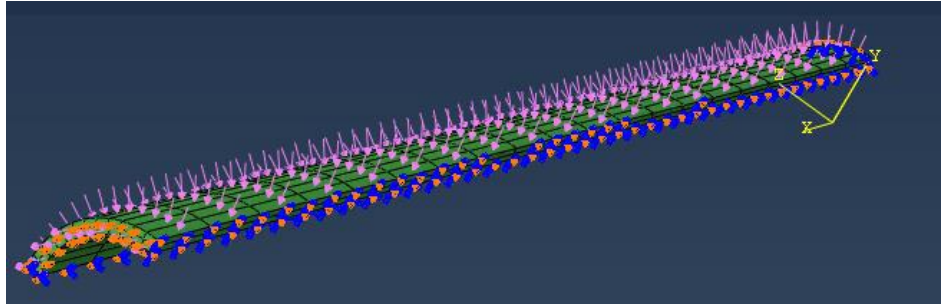


Figura 45 - Carregamento e Condições de Contorno - Refinamento de Malha

O refinamento da malha foi executado de forma que o número de elementos em duas direções fosse mantido fixo, enquanto na outra direção o número de elementos foi variado, de modo que o número ótimo de elementos para o modelo fosse encontrado. Por exemplo, para o refinamento circunferencial, o número de elementos no sentido radial e longitudinal foi mantido constante, enquanto variava-se o número de elementos no sentido circunferencial para determinação da malha ideal.

I. Refinamento Circunferencial

Tabela 14 - Refinamento Circunferencial - TP15.

TP15T02			
Nº de Elementos			T/To = 40%
Longitudinal	Radial	Circunferencial	\hat{P}_c – MPa (PSI)
25	2	4	33,61 (4874,8)
		8	33,10 (4801,4)
		10	33,08 (4798,0)
		12	33,07 (4796,7)
		16	33,07 (4795,9)
		Dif. máx	- 1,61 %

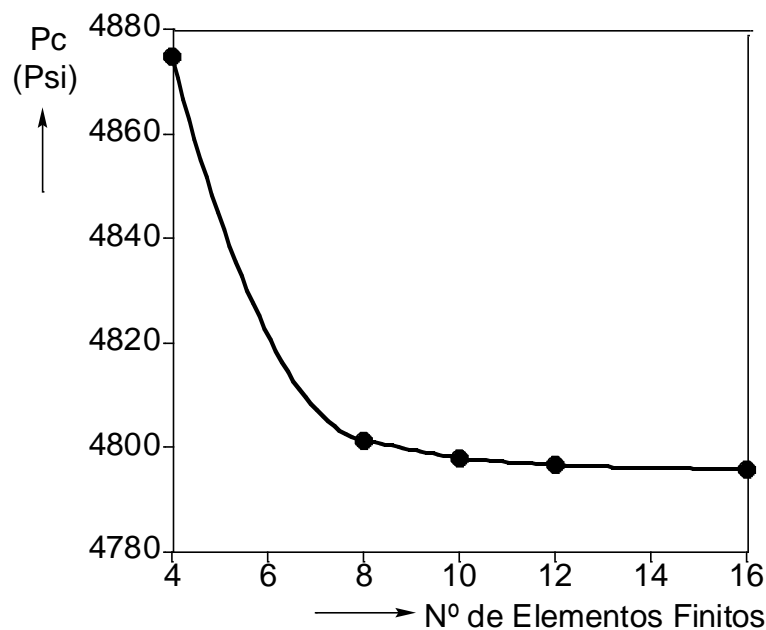


Figura 46 - Refinamento Circunferencial da Malha - TP15T02

Tabela 15 - Refinamento Circunferencial - TP24.

TP24T02			
Nº de Elementos			T/To = 40%
Longitudinal	Radial	Circunferencial	\hat{P}_c – MPa (PSI)
25	2	4	15,48 (2245,3)
		8	14,32 (2076,9)
		10	14,27 (2069,5)
		12	14,25 (2066,7)
		16	14,24 (2064,9)
		Dif. máx	-8,01%

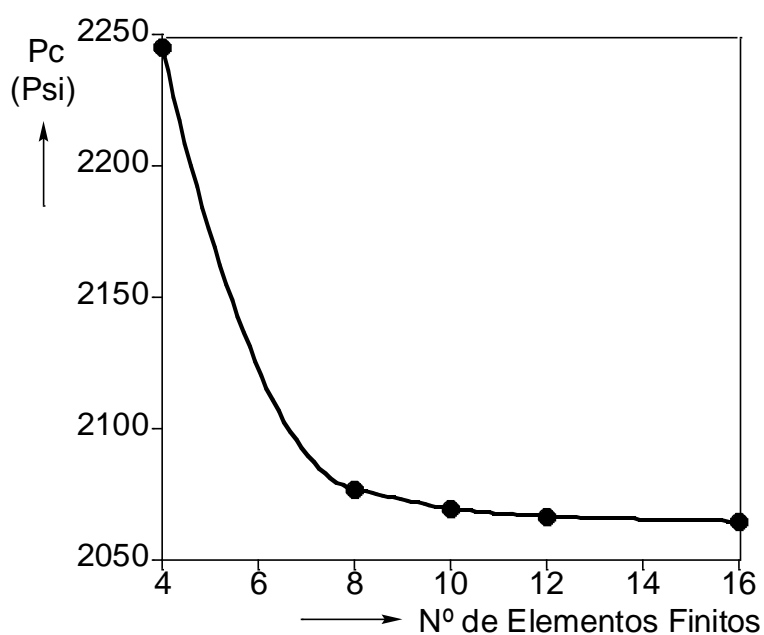


Figura 47 - Refinamento Circunferencial da Malha - TP24T02

II. Refinamento Radial

Tabela 16 - Refinamento Radial - TP15.

TP15T02			
Nº de Elementos			T/To = 40%
Longitudinal	Circunferencial	Radial	\hat{P}_c – MPa (PSI)
25	10	1	32,92 (4774,8)
		2	33,08 (4798,0)
		3	33,06 (4795,5)
		4	33,06 (4795,6)
		Dif. máx	0.49%

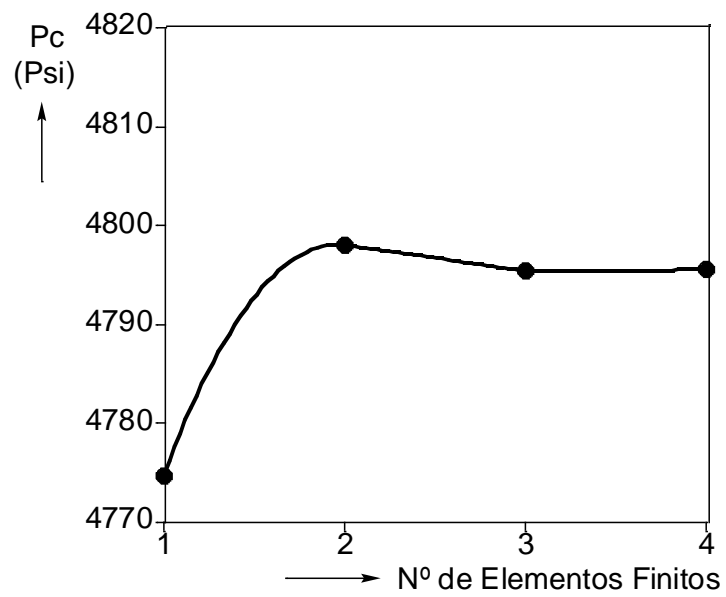


Figura 48 - Refinamento Radial da Malha - TP15T02

Tabela 17 - Refinamento Radial - TP24.

TP24T02			
Nº de Elementos			T/To = 40%
Longitudinal	Circunferencial	Radial	\hat{P}_c - MPa (PSI)
25	10	1	14,22 (2062,8)
		2	14,27 (2069,5)
		3	14,27 (2069,8)
		4	14,27 (2069,9)
		Dif. máx	0,35%

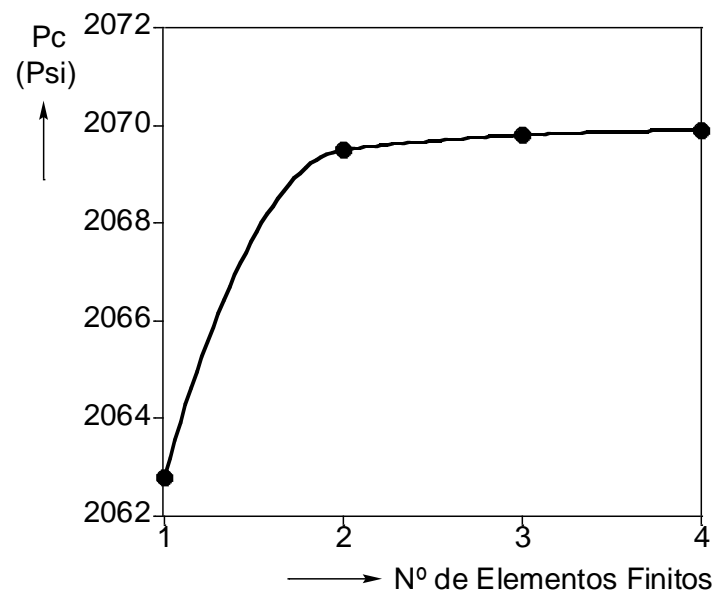


Figura 49 - Refinamento Radial da Malha - TP24T02

III. Refinamento Longitudinal

Tabela 18 - Refinamento Longitudinal - TP15.

TP15T02			
Nº de Elementos			T/To = 40%
Circunferencial	Radial	Longitudinal	\hat{P}_c – MPa (PSI)
10	2	2	33,21 (4817,4)
		5	33,08 (4797,5)
		10	33,08 (4797,7)
		25	33,08 (4798,0)
		Dif. máx	- 0,39%

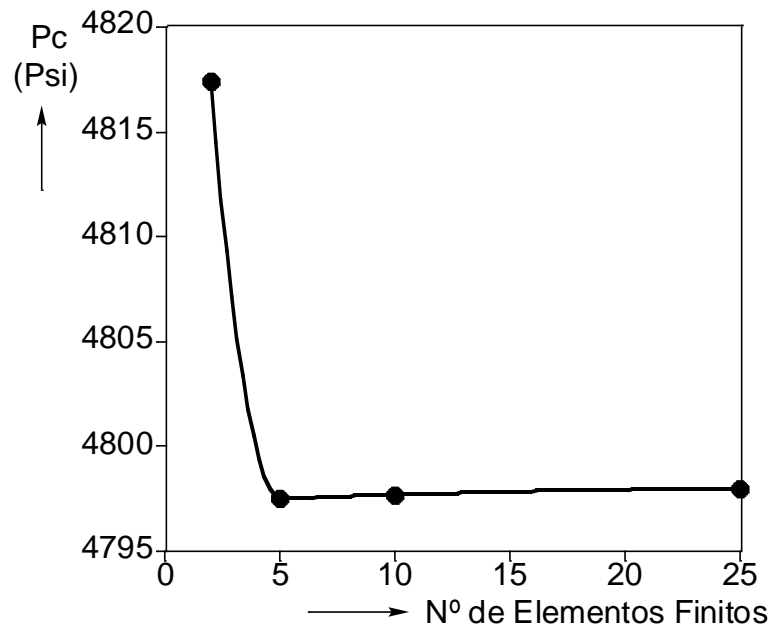


Figura 50 - Refinamento Longitudinal da Malha - TP15T02

Tabela 19 - Refinamento Longitudinal - TP24.

TP24T02			
Nº de Elementos			T/To = 40%
Circunferencial	Radial	Longitudinal	\hat{P}_c – MPa (PSI)
10	2	2	14,36 (2082,9)
		5	14,28 (2070,7)
		10	14,27 (2069,7)
		25	14,27 (2069,5)
		Dif. máx	- 0,63%

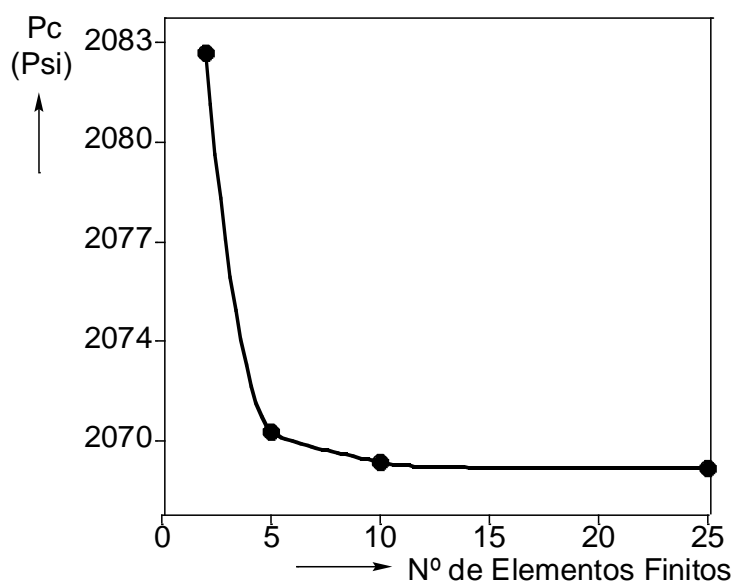


Figura 51 - Refinamento Longitudinal da Malha - TP24T02

Após o estudo de refinamento de malha foi definido que a malha padrão será distribuída linearmente em todas as direções, e assim, terá 10 elementos no sentido longitudinal, 2 elementos no sentido radial e 10 elementos no sentido circunferencial. Essa malha torna as simulações mais eficientes, reduzindo tempo computacional e memória disponível necessária, conforme exibido na figura 52.

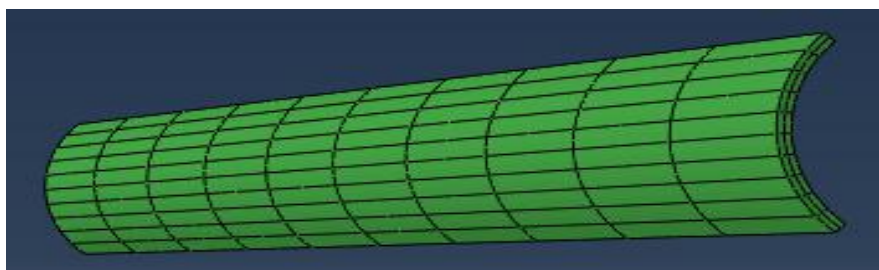


Figura 52 - Malha de Elementos Finitos.

4.1.4. Condições de contorno

Para que o problema seja efetivamente representado pelo modelo numérico, as condições de contorno precisam ser aplicadas de forma coerente na geometria modelada do tubo. Dessa forma, as condições de simetria foram aplicadas aos nós correspondentes a cada superfície. Para o plano Y-Z, os graus de liberdade de translação foram restringidos em X. Para o plano X-Z, os graus de liberdade de translação foram restringidos em Y. Para o plano X-Y, os graus de liberdade de translação foram restringidos em Z. Outra condição de contorno aplicada foi a restrição de deslocamento nos eixos Y e Z na seção transversal da borda do tubo para que a tração axial constante

fosse exercida. A figura 53 ilustra a condição de simetria utilizada no modelo para os nós correspondentes ao plano X-Y. A figura 54 mostra a condição de restrição de deslocamento para aplicação da carga de tração axial constante na seção transversal da borda do tubo.

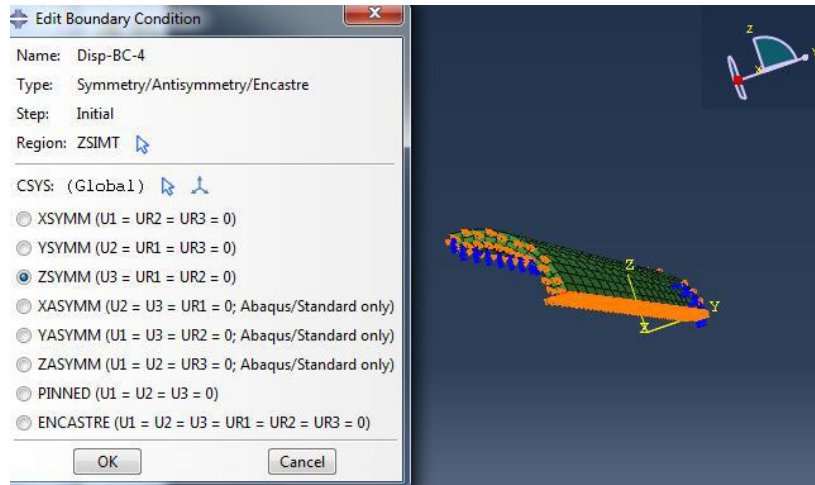


Figura 53 - Condição de simetria no plano X-Y.

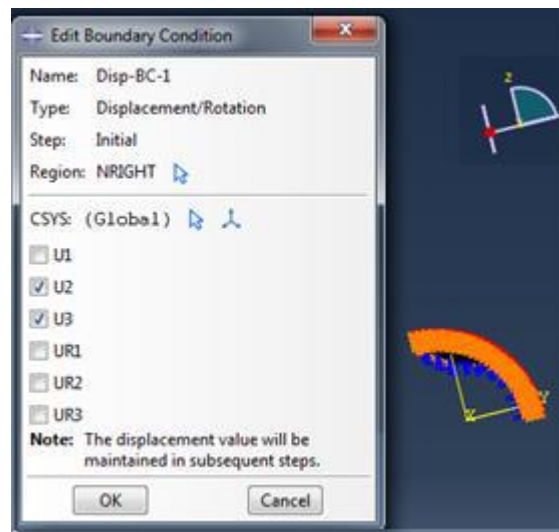


Figura 54 – Condição de restrição de deslocamento nos sentidos Y e Z.

4.1.5. Carregamento aplicado

Para determinar a pressão de colapso de tubos sob carregamento combinado de pressão externa e tração axial constante é preciso definir um método de solução no software ABAQUS. De acordo com o manual do software ABAQUS [29], a maior parte dos problemas estáticos não-lineares envolvem comportamento de flambagem ou colapso. Nesse trabalho, a carga de tração axial será aplicada e mantida constante. Em seguida, a pressão externa será aplicada até que o tubo seja colapsado. Nesse contexto, o

método mais aplicado é o método de Riks. O método Riks é utilizado para casos onde o carregamento é proporcional, ou seja, quando a magnitude do carregamento é governada por um simples parâmetro escalar. O método resolve os problemas simultaneamente para cargas e deslocamentos utilizando a magnitude da carga como uma variável desconhecida. Para avaliar o progresso da solução, o software ABAQUS usa o comprimento de arco ao longo de toda a trajetória de equilíbrio estático no caminho carga-deslocamento. Dessa forma é possível determinar a carga de colapso.

Outro aspecto a ser abordado é a maneira como o carregamento será introduzido no modelo numérico. A configuração do carregamento introduzido no software ABAQUS é feita a partir de “*steps*” ou passos. O primeiro passo é a aplicação da tração axial constante na forma de pressão na superfície transversal (Borda do tubo) no sentido longitudinal. A magnitude da tração será definida como um percentual do limite de escoamento do tubo, variando entre 20% e 80% para este trabalho. No segundo passo a pressão é aplicada gradativamente pelo método de Riks na superfície externa com exceção para a superfície onde a tração axial foi aplicada para que o carregamento seja mantido constante. O carregamento combinado pode causar significativas alterações na pressão de colapso. Por isso, um estudo paramétrico foi realizado de forma a avaliar o efeito da tração axial na pressão de colapso para diferentes relações D/t.

Tabela 20 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 15.

D/t = 15		
$\Delta_0 = 0,2\%$ $X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi)	\hat{P}_c/P_0
P_0	5820,9	1,0000
$T/T_0 = 0\%$	5731,7	0,9847
$T/T_0 = 10\%$	5627,2	0,9667
$T/T_0 = 20\%$	5455,9	0,9373
$T/T_0 = 30\%$	5222,0	0,8971
$T/T_0 = 40\%$	4934,4	0,8477
$T/T_0 = 60\%$	4236,7	0,7278
$T/T_0 = 70\%$	3900,3	0,6701
$T/T_0 = 80\%$	3597,0	0,6179

Tabela 21 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 18.

D/t = 18		
$\Delta_0 = 0,2\%$ $X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi)	\hat{P}_c/P_0
P_0	4850,8	1,0000
$T/T_0 = 0\%$	4182,2	0,8622
$T/T_0 = 10\%$	4101,0	0,8454
$T/T_0 = 20\%$	4006,8	0,8260
$T/T_0 = 30\%$	3890,7	0,8021

T/T₀ = 40%	3699,7	0,7627
T/T₀ = 60%	3163,2	0,6521
T/T₀ = 70%	2833,2	0,5841
T/T₀ = 80%	2531,4	0,5219

Tabela 22 - Efeito da tração axial na pressão de colapso – D/t = 20.

D/t = 20		
Δ₀ = 0,2% X_L = 3,75D	P̂_c (Psi)	P̂_c/P₀
P₀	4365,7	1,0000
T/T₀ = 0%	3473,8	0,7957
T/T₀ = 10%	3444,6	0,7890
T/T₀ = 20%	3372,8	0,7726
T/T₀ = 30%	3274,9	0,7501
T/T₀ = 40%	3153,1	0,7222
T/T₀ = 60%	2719,9	0,6230
T/T₀ = 70%	2424,9	0,5554
T/T₀ = 80%	2122,7	0,4862

Tabela 23 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 24.

D/t = 24		
Δ₀ = 0,2% X_L = 3,75D	P̂_c (Psi)	P̂_c/P₀
P₀	3396,4	1,0000
T/T₀ = 0%	2168,6	0,6385
T/T₀ = 10%	2166,3	0,6378
T/T₀ = 20%	2151,0	0,6333
T/T₀ = 30%	2123,4	0,6252
T/T₀ = 40%	2070,7	0,6097
T/T₀ = 60%	1864,6	0,5490
T/T₀ = 70%	1694,5	0,4989
T/T₀ = 80%	1487,7	0,4380

Tabela 24 - Efeito da tração axial na pressão de colapso - D/t = 30.

D/t = 30		
Δ₀ = 0,2% X_L = 3,75D	P̂_c (Psi)	P̂_c/P₀
P₀	2717,1	1,0000
T/T₀ = 0%	1424,4	0,5242
T/T₀ = 10%	1435,1	0,5282
T/T₀ = 20%	1444,4	0,5316
T/T₀ = 30%	1439,8	0,5299
T/T₀ = 40%	1424,4	0,5242
T/T₀ = 60%	1324,8	0,4876
T/T₀ = 70%	1229,8	0,4526
T/T₀ = 80%	1084,7	0,3992

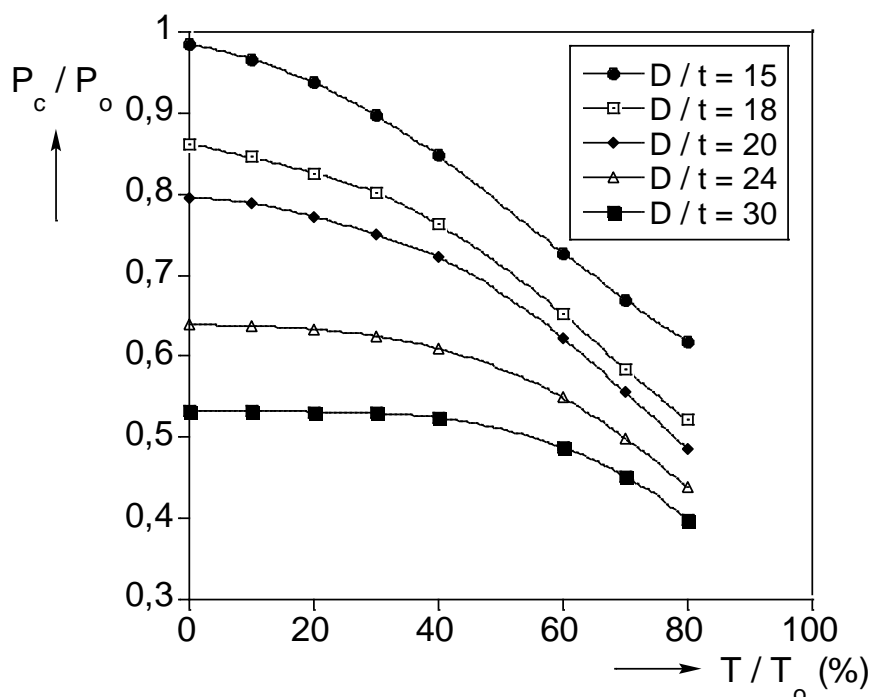


Figura 55 - Efeito da tração axial na pressão de colapso para diferentes relações D/t.

Observa-se que:

- Para as relações D/t igual a 24 e 30, não houve redução significativa na pressão de colapso até $0,4T_o$, que pode representar o colapso elástico nessa faixa. Essa mesma conclusão foi obtida nos resultados experimentais.
- Assim como nos resultados experimentais, a mesma conclusão foi obtida numericamente, quanto menor a relação D/t analisada, maior foi a influência da tração axial na pressão de colapso. Para a relação D/t igual a 15, a redução na pressão de colapso foi de 37,2% com o aumento da tração até 80% da tração de escoamento. Para a relação D/t igual a 30, a redução na pressão de colapso foi de 23,8% para o mesmo aumento de tração.

4.2. Fatores de influência na pressão de colapso

Após avaliar o efeito da magnitude da tração axial na pressão de colapso para diferentes relações D/t, é preciso avaliar o efeito das imperfeições geométricas para que o modelo se torne preciso na simulação do problema. No caso dos tubos testados nesse trabalho, alguns fatores ganham mais importância do que outros. Por isso, é crucial avaliar o efeito da ovalização inicial, tendo em vista que no mapeamento dos tubos, os mesmos apresentaram valores de até 0,34%. Outro fator a ser observado é como a ovalização inicial será introduzida no modelo. No programa utilizado para criação da malha de elementos finitos foi inserido como parâmetro de entrada a distância de

influência da ovalização inicial (X_L). Uma análise dessas duas variáveis será realizada nas próximas seções. O grau de anisotropia foi desprezado no modelo, pois tubos sem solda apresentam baixo grau de anisotropia, e a inserção desse parâmetro no modelo aumentaria a complexidade das simulações sem causar grande ganho em relação à aproximação com os resultados experimentais. A variação de espessura também foi desprezada no modelo devido aos valores pouco significativos encontrados no mapeamento dos tubos, valores inferiores a 6%.

4.2.1. Efeito da ovalização inicial

Para os cinco tubos testados do grupo TP15 ($D/t = 15$), os valores de ovalização tiveram variação de 0,03% até 0,34%. Para os cinco tubos testados do grupo TP24 ($D/t = 24$), os valores de ovalização tiveram variação de 0,03% até 0,2%. Esses valores são considerados baixos para causar um impacto significativo na pressão de colapso. Pelas equações da norma ISO 10400 [4], a ovalização inicial não é considerada como uma variável aleatória no estudo estatístico para formação das equações empíricas de colapso, e outros modelos para colapso de dutos apenas consideram a ovalização inicial para valores acima de 0,5% [18]. Portanto, devido à dificuldade de representar a real ovalização no tubo, um modelo de ovalização uniforme ao longo do tubo foi utilizado no modelo. Sendo assim, para que apenas seja avaliado o efeito da ovalização inicial, a magnitude da tração axial foi mantida em $0,4 T_o$ e $0,8 T_o$, enquanto a distância de influência (X_L) da ovalização inicial foi mantida em $3,75D$. As tabelas e figuras abaixo ilustram a influência da ovalização inicial na pressão de colapso para as diferentes relações D/t .

Tabela 25 - Influência da ovalização inicial – $D/t = 12$.

$D/t = 12$				
$X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi) $T/T_o = 40\%$	\hat{P}_c/P_o $T/T_o = 40\%$	\hat{P}_c (Psi) $T/T_o = 80\%$	\hat{P}_c/P_o $T/T_o = 80\%$
P_o	7276,2	1,0000	7276,2	1,0000
$\Delta_o = 0,05\%$	6841,0	0,9402	5477,8	0,7528
$\Delta_o = 0,1\%$	6616,7	0,9094	5416,2	0,7444
$\Delta_o = 0,2\%$	6392,1	0,8785	5087,8	0,6992
$\Delta_o = 0,35\%$	6192,0	0,8510	4792,2	0,6586
$\Delta_o = 0,5\%$	6052,6	0,8318	4580,3	0,6295
$\Delta_o = 1\%$	5719,8	0,7861	4140,6	0,5691

Tabela 26 - Influência da ovalização inicial – D/t = 15.

D/t = 15				
$X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 80%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 80%
$\Delta_0 = 0\% - P_{co}$	5840,3	1,0000	5840,3	1,0000
$\Delta_0 = 0,05\%$	5210,2	0,8921	4043,4	0,6923
$\Delta_0 = 0,1\%$	5090,9	0,8717	3825,2	0,6550
$\Delta_0 = 0,2\%$	4934,4	0,8449	3592,3	0,6151
$\Delta_0 = 0,35\%$	4789,0	0,8200	3392,6	0,5809
$\Delta_0 = 0,5\%$	4673,5	0,8002	3260,0	0,5582
$\Delta_0 = 1\%$	4384,2	0,7507	2967,4	0,5081

Tabela 27 - Influência da ovalização inicial – D/t = 18.

D/t = 18				
$X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 80%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 80%
$\Delta_0 = 0\% - P_{co}$	4850,8	1,0000	4850,8	1,0000
$\Delta_0 = 0,05\%$	3911,2	0,8063	2798,1	0,5768
$\Delta_0 = 0,1\%$	3817,6	0,7870	2662,8	0,5489
$\Delta_0 = 0,2\%$	3699,7	0,7627	2522,5	0,5200
$\Delta_0 = 0,35\%$	3570,5	0,7361	2394,7	0,4937
$\Delta_0 = 0,5\%$	3465,1	0,7143	2311,8	0,4766
$\Delta_0 = 1\%$	3184,0	0,6564	2128,6	0,4388

Tabela 28 - Influência da ovalização inicial – D/t = 20.

D/t = 20				
$X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 80%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 80%
$\Delta_0 = 0\% - P_{co}$	4365,7	1,0000	4365,7	1,0000
$\Delta_0 = 0,05\%$	3353,2	0,7681	2326,1	0,5328
$\Delta_0 = 0,1\%$	3267,2	0,7484	2226,9	0,5101
$\Delta_0 = 0,2\%$	3153,1	0,7222	2119,7	0,4855
$\Delta_0 = 0,35\%$	3021,3	0,6921	2023,9	0,4636
$\Delta_0 = 0,5\%$	2917,5	0,6683	1958,8	0,4487
$\Delta_0 = 1\%$	2657,5	0,6087	1799,1	0,4121

Tabela 29 - Influência da ovalização inicial - D/t = 24.

D/t = 24				
$X_L = 3,75D$	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 40%	\hat{P}_c (Psi) T/T ₀ = 80%	\hat{P}_c/P_0 T/T ₀ = 80%
$\Delta_0 = 0\% - P_{co}$	3396,4	1,0000	3396,4	1,0000
$\Delta_0 = 0,05\%$	2225,5	0,6553	1624,3	0,4782
$\Delta_0 = 0,1\%$	2158,2	0,6354	1560,4	0,4594
$\Delta_0 = 0,2\%$	2070,7	0,6097	1487,7	0,4380
$\Delta_0 = 0,35\%$	1971,7	0,5805	1416,7	0,4171
$\Delta_0 = 0,5\%$	1890,2	0,5565	1358,7	0,4000
$\Delta_0 = 1\%$	1683,5	0,4957	1129,0	0,3324

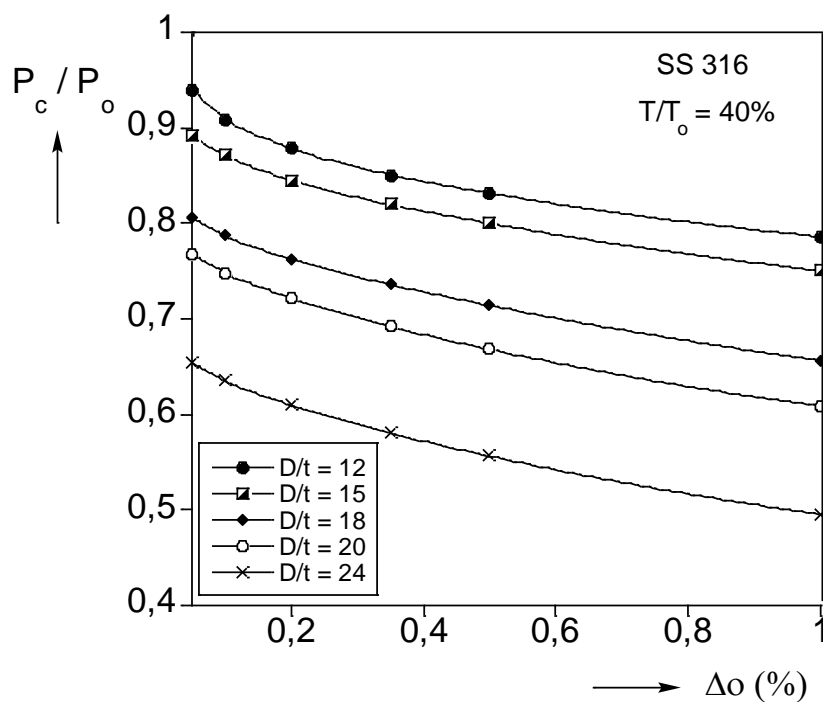


Figura 56 - Efeito da ovalização inicial para diferentes relações D/t com 0,4T_o.

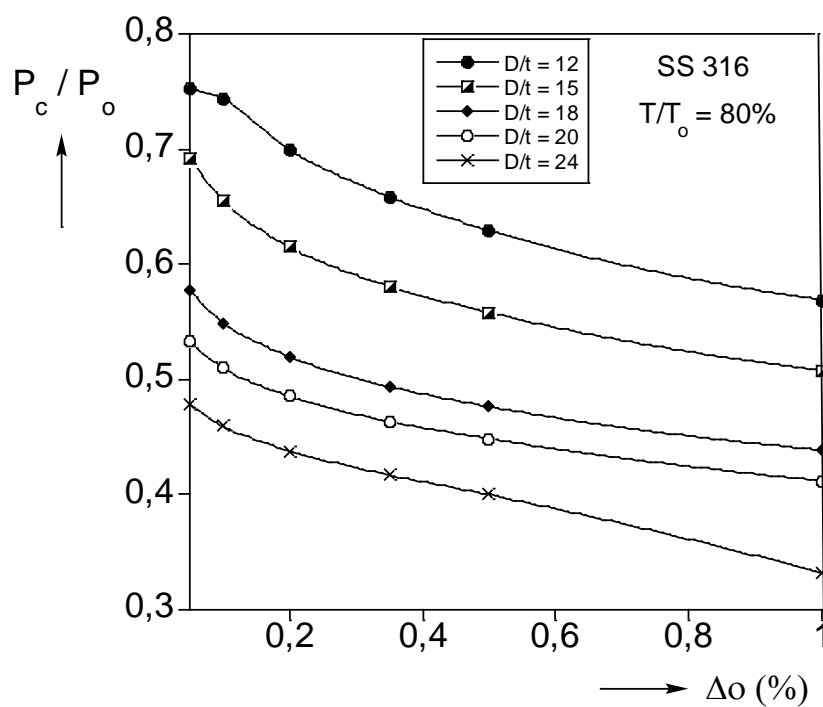


Figura 57 - Efeito da ovalização inicial para diferentes relações D/t com 0,8T_o.

Pode-se observar que:

- Com 40% da tração de escoamento houve redução de 16,4% na pressão de colapso quando a ovalização inicial subiu de 0,05% para 1% com relação D/t igual a 12. Para uma relação D/t igual a 24, a redução na pressão de colapso foi de 24,4% quando a ovalização inicial subiu de 0,05% para 1%.

- Com 80% da tração de escoamento houve redução de 24,4% na pressão de colapso quando a ovalização inicial subiu de 0,05% para 1% com relação D/t igual a 12. Para uma relação D/t igual a 24, a redução na pressão de colapso foi de 30,5% para o mesmo acréscimo na ovalização inicial.

4.2.2. Efeito da distância de influência da ovalização inicial

Outro parâmetro que deve ser avaliado no modelo numérico é a forma de representar a ovalização inicial na geometria do tubo. Normalmente, aplica-se a ovalização máxima no centro do tubo e se estima uma distância de influência dessa ovalização ao longo do tubo. Por isso, um estudo paramétrico foi realizado para determinar a distância de influência (X_L) que melhor representa a ovalização nos tubos testados. Assim, para que fosse investigada apenas a influência da variável X_L , o carregamento de tração axial foi mantido em $0,4T_o$ e as ovalizações máximas de 0,34% e 0,2% foram aplicadas no centro para representar os tubos TP15T02 e TP24T02, respectivamente. É importante ressaltar que o tubo modelado apresenta um comprimento $L=550$ mm (metade do tamanho real da amostra) e diâmetro externo $D=73,3$ mm ($L/D = 7,5$), portanto os valores de X_L escolhidos no estudo paramétrico foram de $1,25D$, $2,5D$, $3,75D$, $5D$, $6,25D$, $7,5D$. A distribuição de ovalização ao longo do tubo é originada a partir da seguinte equação adaptada de [30]:

$$\frac{u(x, \theta)}{R} = -\Delta_o \exp \left[-\left(\frac{X}{X_L} \right) \right] \cos 2\theta \quad (4.1)$$

Nas tabelas 30 e 31 são exibidos os valores da distribuição da ovalização ao longo dos tubos de acordo com a equação 4.1. Nas figuras 58 e 59 são mostrados os gráficos da distribuição da ovalização do centro até a borda ($0D - 7,5D$) para os tubos TP15T02 e TP24T02, respectivamente.

Tabela 30 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de X_L . (TP15T02)

L/D	Ovalização – Δ_o (%)					
	$X_L=1,25D$	$X_L=2,5D$	$X_L=3,75D$	$X_L=5D$	$X_L=6,25D$	$X_L=7,5D$
0	0,3400	0,3400	0,3400	0,3400	0,3400	0,3400
0,75	0,1866	0,2519	0,2784	0,2926	0,3016	0,3076
1,5	0,1024	0,1866	0,2279	0,2519	0,2675	0,2784
2,25	0,0562	0,1382	0,1866	0,2168	0,2372	0,2519
3	0,0308	0,1024	0,1528	0,1866	0,2104	0,2279
3,75	0,0169	0,0759	0,1251	0,1606	0,1866	0,2062
4,5	0,0093	0,0562	0,1024	0,1382	0,1655	0,1866
5,25	0,0051	0,0416	0,0838	0,1190	0,1468	0,1688

6	0,0028	0,0308	0,0686	0,1024	0,1302	0,1528
6,75	0,0015	0,0228	0,0562	0,0881	0,1155	0,1382
7,5	0,0008	0,0169	0,0460	0,0759	0,1024	0,1251

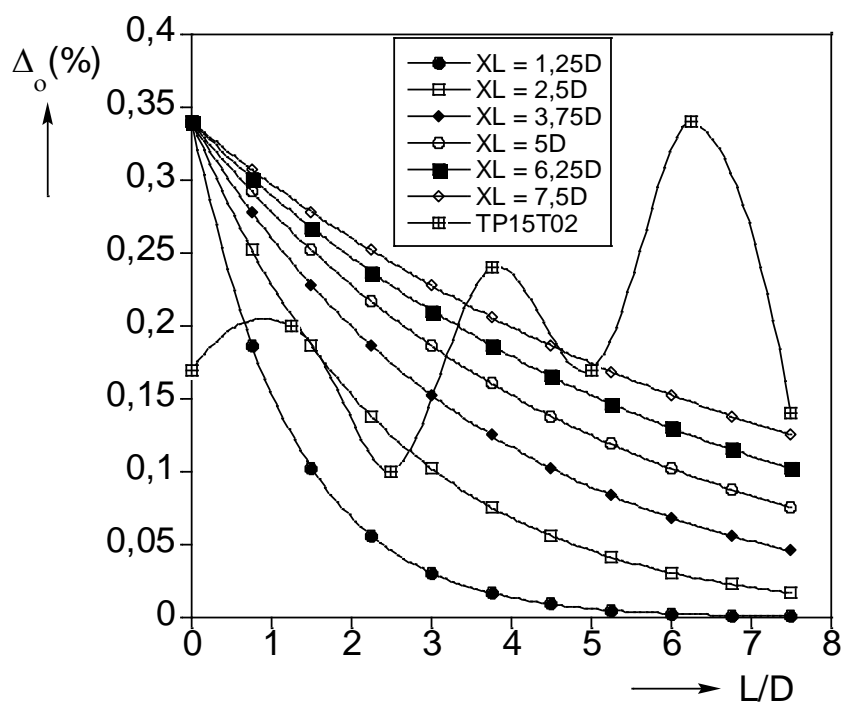


Figura 58 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de XL - TP15T02

Tabela 31 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de XL. (TP24T02)

L/D	Ovalização – Δ_o (%)					
	$X_L=1,25D$	$X_L=2,5D$	$X_L=3,75D$	$X_L=5D$	$X_L=6,25D$	$X_L=7,5D$
0	0,2000	0,2000	0,2000	0,2000	0,2000	0,2000
0,75	0,1098	0,1482	0,1637	0,1721	0,1774	0,1810
1,5	0,0602	0,1098	0,1341	0,1482	0,1573	0,1637
2,25	0,0331	0,0813	0,1098	0,1275	0,1395	0,1482
3	0,0181	0,0602	0,0899	0,1098	0,1238	0,1341
3,75	0,0100	0,0446	0,0736	0,0945	0,1098	0,1213
4,5	0,0055	0,0331	0,0602	0,0813	0,0974	0,1098
5,25	0,0030	0,0245	0,0493	0,0700	0,0863	0,0993
6	0,0016	0,0181	0,0404	0,0602	0,0766	0,0899
6,75	0,0009	0,0134	0,0331	0,0518	0,0679	0,0813
7,5	0,0005	0,0100	0,0271	0,0446	0,0602	0,0736

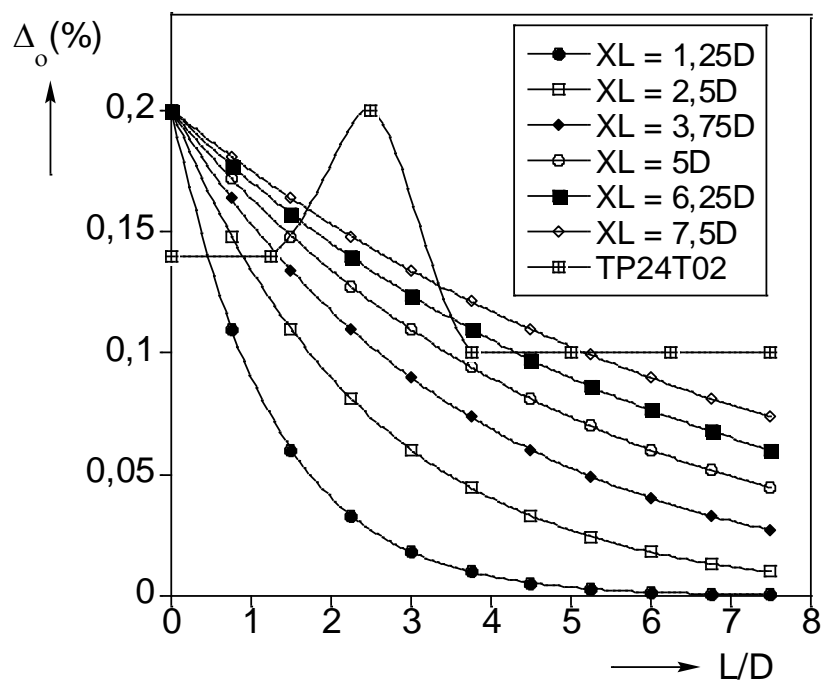


Figura 59 - Distribuição de ovalização para diferentes valores de XL - TP24T02

Conforme ilustrado nas figuras 58 e 59, a distribuição da ovalização é bem irregular ao longo do tubo e de difícil representação no modelo. Por isso, um valor intermediário da distância de influência (X_L) de 3,75D foi escolhido para as simulações numéricas.

Tabela 32 - Variação da pressão de colapso para diferentes valores de XL - TP15T02

	$T/T_o = 40\% - \Delta_o = 0,34\%$	
	$\hat{P}_c - \text{MPa}$	\hat{P}_c / P_o
P_o	40,13	1,0000
$X_L=1,25D$	34,14	0,8507
$X_L=2,5D$	33,37	0,8315
$X_L=3,75D$	33,08	0,8243
$X_L=5D$	32,93	0,8206
$X_L=6,25D$	32,85	0,8186
$X_L=7,5D$	32,80	0,8173
Dif.máx	-3,93%	

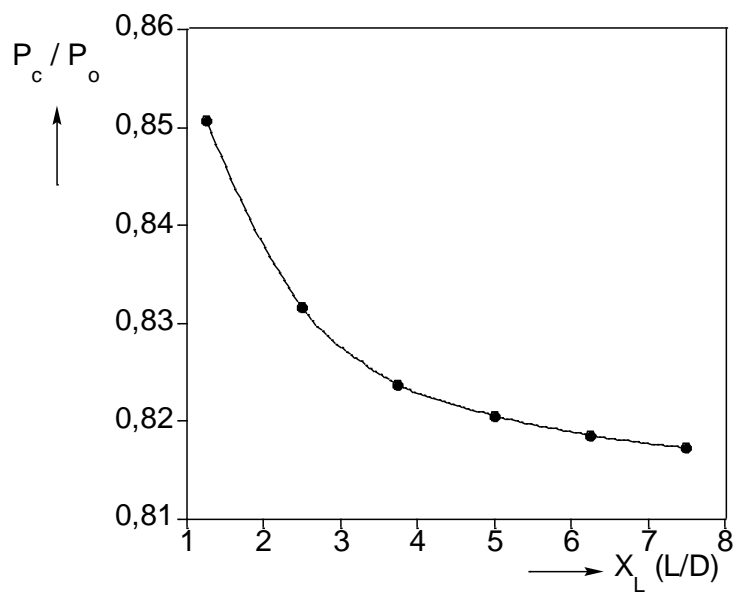


Figura 60 - Efeito do Parâmetro X_L na Pressão de Colapso Num. - TP15T02

Tabela 33 - Variação da pressão de colapso para diferentes valores de X_L - TP24T02

	$T/T_o = 40\% - \Delta_o = 0,2\%$	
	\hat{P}_c (MPa)	\hat{P}_c / P_o
P_o	23,41	1
$X_L=1,25D$	14,93	0,63770
$X_L=2,5D$	14,48	0,61860
$X_L=3,75D$	14,28	0,60970
$X_L=5D$	14,16	0,60490
$X_L=6,25D$	14,10	0,60210
$X_L=7,5D$	14,06	0,60030
Dif. máx	-5,87%	

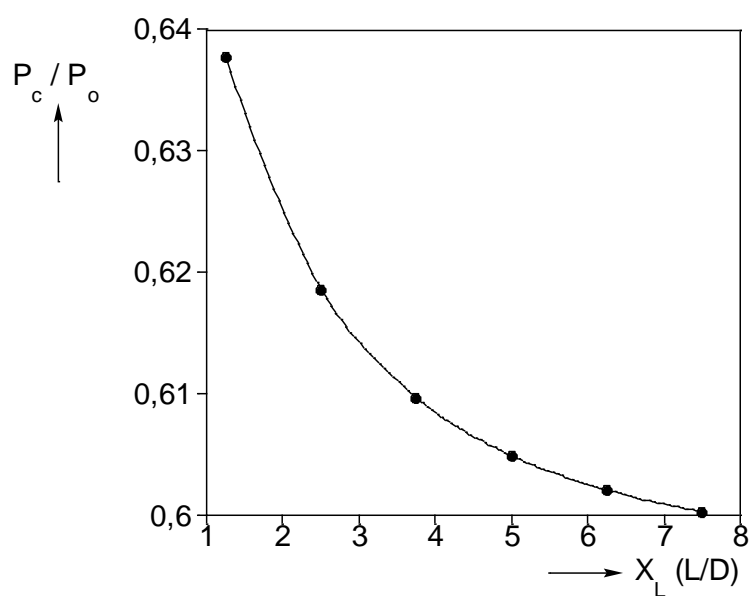


Figura 61 - Efeito do Parâmetro X_L na Pressão de Colapso Num. - TP24T102

A partir dos resultados acima, percebe-se que o parâmetro X_L tem menor influência que a ovalização inicial e também apresenta maior efeito para tubos com maior relação D/t , que apresentou uma diferença máxima de 5,87%.

4.3. Resultados Numéricos

Com os parâmetros de entrada definidos, as simulações foram iniciadas para cada tubo com seus respectivos dados. Os carregamentos foram inseridos no ABAQUS de acordo com os testes experimentais. Os valores de pressão de colapso são listados na tabela 34. As curvas pressão *versus* deslocamento radial são apresentadas nas figuras 62 e 63 para os grupos TP15 e TP24 respectivamente.

Tabela 34 - Resultados numéricos.

Nomen.	Comp. (mm)	Esp. (mm)	Raio Int. (mm)	Ovalização (%)	X_L (mm)	Âng. ST	Tração (T/ T_o)	\hat{P}_c (Psi)
TP15Phid	550	5	31,65	0,2048	3,75D	90°	0%	5734,1
TP15T04	550	5	31,65	0,2048	3,75D	90°	20%	5476,6
TP15T01	550	5	31,65	0,1706	3,75D	90°	40%	5022,2
TP15T05	550	5	31,65	0,239	3,75D	90°	50%	4757,5
TP15T03	550	5	31,65	0,1706	3,75D	90°	60%	4414
TP15T02	550	5	31,65	0,3411	3,75D	90°	80%	3629,7
TP24Phid	550	3	33,65	0,2044	3,75D	90°	0%	2291,2
TP24T03	550	3	33,65	0,1705	3,75D	90°	40%	2109,2
TP24T01	550	3	33,65	0,1363	3,75D	90°	60%	1917
TP24T04	550	3	33,65	0,1363	3,75D	90°	70%	1749,5
TP24T05	550	3	33,65	0,1363	3,75D	90°	75%	1660,8
TP24T02	550	3	33,65	0,2044	3,75D	90°	80%	1514,5

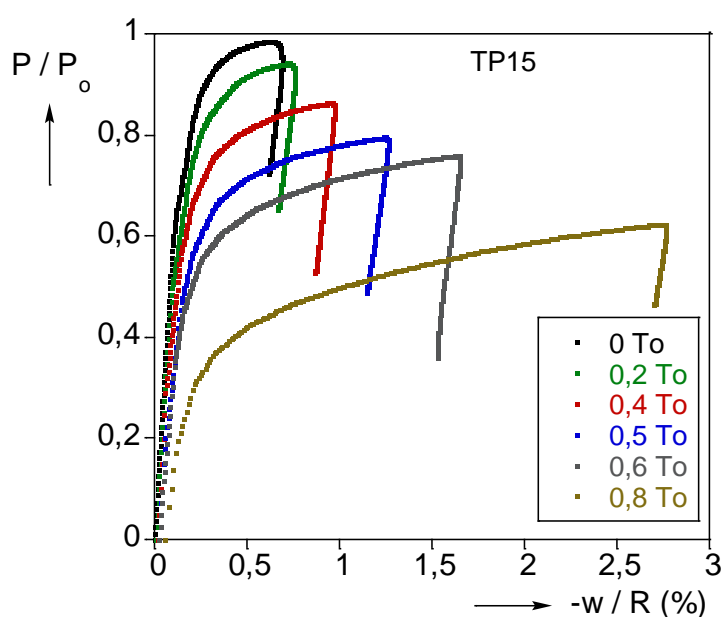


Figura 62 - Pressão x deslocamento radial - TP15

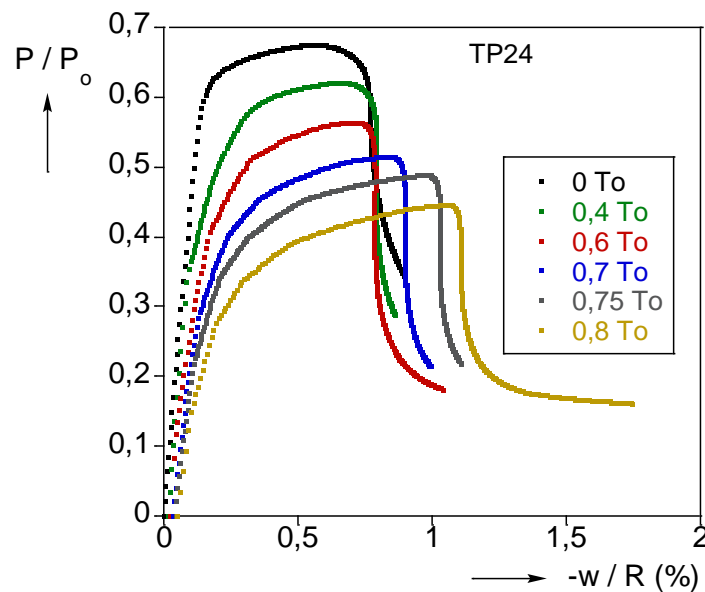


Figura 63 - Pressão x Deslocamento radial - TP24

A partir das figuras 62 e 63, pode-se observar que:

- Com o aumento da tração axial exercida, menor foi a pressão necessária para o colapso. Isso pode ser notado como as curvas se deslocam para baixo com o aumento da tração. Como previsto no critério de escoamento de Von Mises, quanto maior a tensão longitudinal aplicada, menor a tensão tangencial necessária para atingir a tensão de escoamento do material.
- O aumento da tração axial causou maior deslocamento radial antes do colapso. Para carregamentos trativos elevados é possível notar um maior deslocamento radial quando o colapso ocorre.
- Para os tubos de relação D/t igual a 15, observou-se maiores deslocamentos antes do colapso. Para os tubos de relação D/t igual a 24, só foi possível notar deslocamentos significativos antes do colapso com cargas trativas mais elevadas. Essas observações constataam a baixa influência da tração axial para tubos de parede fina (altas relações D/t), onde o colapso ocorre ainda no regime elástico.

Ao término dos ensaios experimentais e das simulações numéricas no software ABAQUS, é necessário relacionar esses resultados. Vale lembrar que o modelo apresenta algumas considerações que podem causar diferença entre os resultados numéricos e experimentais, entre elas: material homogêneo e isotrópico, não há variação de espessura ao longo do tubo e não há tensões residuais.

Entretanto, mesmo com essas considerações os resultados não apresentaram diferenças superiores a 6,6%. Apenas na simulação do tubo TP15T02 houve diferença de 22,2%, porém esse resultado pode ser desconsiderado tendo em vista os incidentes ocorridos durante a execução do experimento. A tabela 35 e a figura 64 demonstram a diferença entre os valores numéricos e experimentais obtidos. Dessa maneira, conclui-se que o modelo numérico apresentou resultados satisfatórios e que o mesmo pode ser utilizado para simulação dos tubos em escala real. Na figura 64 nota-se a maior influência da tração axial na pressão de colapso para tubos de menor relação D/t.

Tabela 35 - Correlação Numérico-Experimental.

	T (KN)	T/T ₀	\hat{P}_c (Psi)	P _{co exp} (Psi)	$\frac{\hat{P}_c - P_{co\ exp}}{\hat{P}_c}(\%)$
TP15Phid	0	0	5734,1	6114,13	-6,6
TP15T04	64,8	0,2	5476,6	5230,5	4,5
TP15T01	129,5	0,4	5022,2	4875,2	3,0
TP15T05	161,4	0,5	4757,5	4766,0	-0,2
TP15T03	194,3	0,6	4414,0	4155,6	5,9
TP15T02*	259,1	0,8	3629,7	4437,3*	-22,2*
TP24Phid	0	0	2291,2	2243,8	2,1
TP24T03	74,7	0,4	2109,2	1989,6	5,7
TP24T01	109,6	0,6	1917,0	1941,2	-1,3
TP24T04	129,5	0,7	1749,5	1825,6	-4,2
TP24T05	139,5	0,75	1660,8	1692,1	-1,9
TP24T02	149,5	0,8	1514,5	1537,9	-1,5

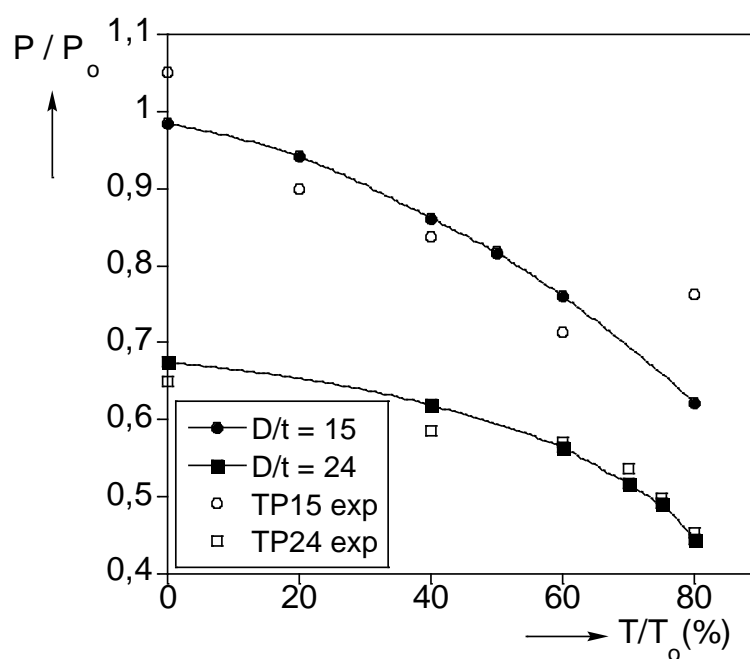


Figura 64 - Correlação Numérico x Experimental.

5.COMPARAÇÃO COM NORMA ISO 10400

A ISO (*The International Organization for Standardization*) é uma organização não governamental internacional, que atua de forma independente, propondo normas e relatórios técnicos através de seus comitês para diversos segmentos. A norma que abrange o problema estudado nessa dissertação é a ISO 10400 [4] / API TR 5C3 [3]. Para que uma norma seja publicada pela ISO, uma aprovação de pelo menos 75% dos membros do comitê técnico formado deve ser alcançada. Em algumas circunstâncias, quando dados de diferentes assuntos são coletados, um relatório técnico é publicado em caráter informativo. Esse relatório não precisa ser revisado periodicamente, apenas quando os dados apresentados tornam-se incompatíveis com as aplicações do setor.

A ISO 10400 [4] é um relatório técnico que consiste em equações analíticas e empíricas para determinar o desempenho estrutural dos tubos OCTG. As variáveis das equações de colapso são valores de geometria (relação D/t) e das propriedades físicas do material (tensão de escoamento). Contudo, esse relatório tem apenas o objetivo de servir como base para cálculo da resistência dos tubos OCTG independente da origem dos carregamentos. A previsão dos carregamentos exercidos no tubo e a definição da geometria do poço são de responsabilidade dos operadores.

Conforme já apresentado no capítulo 2 dessa dissertação, existem quatro equações para colapso na norma ISO 10400 [4], que é baseado no boletim técnico da API 5C3 [3]. As equações de colapso de transição elasto-plástica e colapso plástico são baseadas em dados de 2488 testes com tubos de revestimento dos aços K55, N80 e P110. Essas equações foram ajustadas com fatores de regressão estatística com base no modelo abordado no Anexo E da norma ISO 10400. Esses fatores são listados na norma de acordo com a relação D/t e o grau de aço do tubo. A partir desses fatores, duas equações são obtidas, a equação de resistência última ao colapso e a equação de projeto. A equação de projeto é obtida através da subtração de uma constante da equação de resistência última ao colapso para que o índice de confiabilidade desejado seja alcançado. Pela norma, deve existir a probabilidade de 95% para que a pressão de colapso experimental exceda o limite estabelecido pela equação com menos do que 0,5% de falhas. Esses fatores são estabelecidos para cada grau de aço. As equações da norma são apresentadas abaixo:

Tabela 36 – Equações de colapso cap.8 Norma ISO10400.

Colapso Elástico (Psi)	$P_{E\ ISO} = \frac{46,95 \times 10^6}{(D/t)[(D/t) - 1]^2}$
Colapso de Resistência ao Escoamento (Psi)	$P_{o\ ISO} = 2\sigma_{o\ min} \left[\frac{(D/t) - 1}{(D/t)^2} \right]$
Colapso de Transição Elasto-Plástica (Psi)	$P_{T\ ISO} = \sigma_{o\ min} \left[\frac{F}{(D/t)} - G \right]$
Colapso Plástico (Psi)	$P_{p\ ISO} = \sigma_{o\ min} \left(\frac{A}{D/t} - B \right) - C$
Colapso sob Carregamento Combinado (Psi)	$\sigma_{o\ com} = \left[\sqrt{1 - 0,75((\sigma_x + p_i)/\sigma_{o\ min})^2} - 0,5(\sigma_x + p_i)/\sigma_{o\ min} \right] \sigma_{o\ min}$

Em 2004, KLEVER e TAMANO [17] apresentaram novas equações para estimativa da pressão de colapso com intuito de propor uma atualização no boletim técnico API 5C3 e, conseqüentemente, na norma ISO 10400. Os autores alegaram que as equações antigas apresentavam algumas limitações para a previsão de colapso dos tubos atuais. A base de dados para determinação dos fatores estatísticos das equações empíricas de colapso plástico e colapso de transição foi desenvolvida baseado em testes experimentais de tubos no início da década de 60. Apesar dessas equações se manterem válidas, a tecnologia de fabricação desses tubos já evoluiu consideravelmente e algumas limitações na realização dos testes experimentais foram destacadas pelos autores, sendo elas:

- I. Testes realizados com amostras curtas ($L/D=2$), superestimando o valor da pressão de colapso;
- II. Mesmas equações utilizadas para tubos temperados e revenidos (Q&T) e para tubos não temperados e revenidos.
- III. Amostras utilizadas nos testes foram fabricadas por diferentes métodos de produção (com costura, sem costura, conformação à frio ou à quente) e as equações foram desenvolvidas baseadas nesses resultados sem nenhuma avaliação do efeito dos métodos de produção.

- IV. Formulação para colapso plástico baseada no limite de escoamento mínimo do material, desconsiderando a diferença na proporção entre o limite de escoamento real e mínimo para os diferentes graus de aço.
- V. Não há abordagem para tubos não-API, tais como tubos HC (*High Collapse*). Algumas companhias utilizam tubos não-API para aplicações específicas, tais como ambientes altamente corrosivos e de alta pressão e alta temperatura (HPHT).
- VI. As equações de colapso são relativamente pobres quanto à previsão de resistência última ao colapso, e formulações modernas têm mostrado serem mais precisas.
- VII. As equações de colapso apresentam grande variação entre a pressão de resistência última e a pressão de projeto para relações D/t comuns para tubos de revestimento.

Com base nessas limitações, o grupo de trabalho da ISO avaliou onze equações de colapso no regime plástico e no regime de transição, propostas por diferentes autores. O grupo avaliou essas equações e considerou que o modelo proposto por KLEVER e TAMANO [17] apresentou os melhores resultados. Os autores utilizaram dados de 3171 amostras, sendo 2986 (1138 para graus de aço API e 1848 HC - *High Collapse*) tubos temperados e revenidos (Q&T) e 185 tubos não temperados e revenidos (Non-Q&T). Maiores informações sobre o modelo estatístico apresentado pelos autores podem ser encontradas nos anexos F, G e H da norma.

Por causa do amplo consenso de que o modelo apresentava dados estatísticos confiáveis, para cada caso de produção, e que o método probabilístico utilizado produzia os resultados corretos, a norma ISO 10400 foi revisada e publicada em 2007. Entretanto, as equações anteriores foram mantidas e o modelo proposto pelos autores foi mantido no Anexo F em caráter informativo. Tanto as equações do capítulo 8, quanto as equações do anexo F da norma ISO 10400 são utilizadas para comparação com o modelo numérico para os tubos em escala real. A equação de resistência última ao colapso de KT (5.1) é similar à equação de colapso de Timoshenko, apenas alterando a forma como as imperfeições são inseridas na equação, os termos $H_{t_{ult}}$ e $H_{t_{des}}$ representam as imperfeições geométricas e as tensões residuais nas equações.

$$p_{ult} = \frac{\left\{ (p_{e_{ult}} + p_{o_{ult}}) - \left[(p_{e_{ult}} - p_{o_{ult}})^2 + 4p_{e_{ult}}p_{o_{ult}}H_{t_{ult}} \right]^{1/2} \right\}}{[2(1 - H_{t_{ult}})]} \quad (5.1)$$

$$p_{e_{ult}} = \frac{k_{e_{ult}} 2E}{\left[(1 - \nu^2)(D/t) \left(\frac{D}{t} - 1 \right)^2 \right]}$$

$$p_{o_{ult}} = k_{o_{ult}} 2\sigma_o (t/D) [1 + t/2D]$$

$$H_{t_{ult}} = 0,127 \Delta_o + 0,0039 \Xi_o - 0,440 \left(\frac{rs}{\sigma_o} \right) + h_n$$

A equação de projeto (5.2) proposta pelos autores conta com fatores de calibração para cada grau de aço e método de fabricação utilizado. Os termos $k_{e_{ult}}$, $k_{o_{ult}}$, $k_{e_{des}}$ e $k_{o_{des}}$ representam os fatores de calibração quanto ao método de fabricação dos tubos na equação. Esses valores são tabelados de acordo com o grau de aço testado, conforme mostrado na tabela 37.

$$p_{des} = \frac{\left\{ (k_{e_{des}}p_e + k_{o_{des}}p_o) - \left[(k_{e_{des}}p_e - k_{o_{des}}p_o)^2 + 4k_{e_{des}}p_e k_{o_{des}}p_o H_{t_{des}} \right]^{1/2} \right\}}{[2(1 - H_{t_{des}})]} \quad (5.2)$$

$$p_e = \frac{2E}{\left[(1 - \nu^2)(D/t) \left(\frac{D}{t} - 1 \right)^2 \right]}$$

$$p_o = 2\sigma_o (t/D) [1 + t/2D]$$

Tabela 37 - Valores de $H_{t_{des}}$ e $K_{y_{des}}$

Grau do Aço	Conformação à Frio		Conformação à Quente	
	$H_{t_{des}}$	$K_{y_{des}}$	$H_{t_{des}}$	$K_{y_{des}}$
H-40	0,22	0,910	Não aplicável	
J/K-55	0,22	0,890		
M-65	0,22	0,88		
L-80	0,22	0,855	0,2	0,865
L-80 9Cr/13Cr	0,22	0,830	0,2	0,840
N-80 type 1	0,22	0,870	Não aplicável	
N-80 Q&T	0,22	0,870	0,2	0,870
C-90	Não aplicável		0,2	0,850
C-95	0,22	0,840	0,2	0,855
T-95	Não aplicável		0,2	0,855
P-110	0,22	0,855	0,2	0,855
Q-125	Não aplicável		0,2	0,850

Os autores também apresentaram um modelo para o cálculo da pressão de colapso sob efeito combinado de tração axial e pressão interna.

Sendo:

$$\Delta p_{des} = \frac{\left\{ (\Delta p_{e des} + \Delta p_{y des}) - \left[(\Delta p_{e des} - \Delta p_{y des})^2 + 4\Delta p_{e des}\Delta p_{y des}Ht_{des} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}}{[2(1 - Ht_{ult})]} \quad (5.3)$$

$$\Delta p_{e des} = k_{e des} 2E / \left[(1 - \nu^2)(D/t) \left(\frac{D}{t} - 1 \right)^2 \right]$$

$$\Delta p_{y des} = \frac{(\Delta p_{y T des} + \Delta p_{y VME des})}{2} \quad \text{se } \Delta p_{y VME des} > \Delta p_{y T des}$$

$$\Delta p_{y des} = \Delta p_{y VME des} \quad \text{se } \Delta p_{y VME des} < \Delta p_{y T des}$$

$$\Delta p_{y T des} = \frac{k_{y des} 2\sigma_{ymn} t}{(D - t)}$$

$$\Delta p_{y VME des} = (4/3^{1/2}) k_{y des} \sigma_{ymn} [t/(D - t)] \left[1 - (F_{eff}/F_{y des})^2 \right]^{1/2}$$

$$F_{eff} = F_a - p_i A_i + p_o A_o$$

$$F_{y des} = k_{y des} \sigma_{ymn} A_s$$

Com os dados obtidos nos ensaios com tubos de revestimento J55 e N80Q no trabalho realizado por NEVES [6] foi possível realizar diversas simulações numéricas, variando a relação D/t e a magnitude da tração para comparação com os resultados de previsão de colapso das equações de projeto e das equações de resistência última da norma ISO 10400. As figuras 65 e 66 ilustram as curvas médias de tensão verdadeira x deformação logarítmica para os corpos de prova do tubo BPJ55 e N80Q, respectivamente. Essas curvas foram inseridas no modelo numérico, assim como dados da geometria e das propriedades mecânicas do material. Esses dados são exibidos na tabela 38.

Tabela 38 - Dados geométricos e propriedades mecânicas dos tubos em escala real.

Aço Grau	Tubo	D (mm)	T (mm)	D/t	Δo (%)	σ_p (MPa)	σ_o (MPa)	E (GPa)	ν
J55	BP-771A	178,74	8,37	21,35	0,10	199	442,6	208,5	0,32
	BP-771B	178,71	8,34	21,43	0,10	199	442,6	208,5	0,32
	BP-373	179,12	8,41	21,29	0,13	185	439,8	205,1	0,31
	BP-784	178,78	8,37	21,36	0,08	180	444,1	209,3	0,33
	BP-908	178,76	8,34	21,43	0,04	190	440,0	206,5	0,32
Média	BPJ55	178,82	8,37	21,37	0,09	190,6	441,8	207,6	0,32
N80Q	BG571	179,25	7,81	22,95	0,25	680	701,9	218	0,3
	BF580	179,76	7,72	23,28	0,31	695	706,3	208,3	0,29
	BG746	179,14	7,83	22,88	0,21	675	686,9	208	0,28
Média	N80Q	179,38	7,79	23,04	0,26	683,33	698,37	211,4	0,29

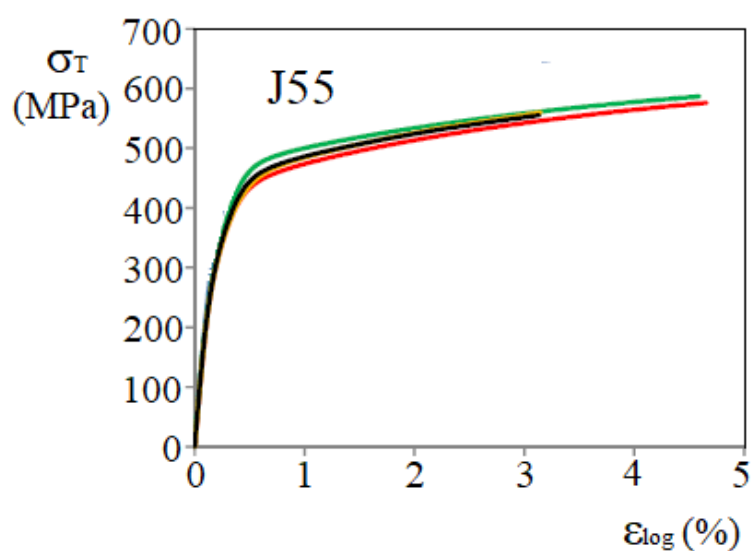


Figura 65 - Curva Média de $\sigma_T \times \epsilon_{log}$ – J55. [6]

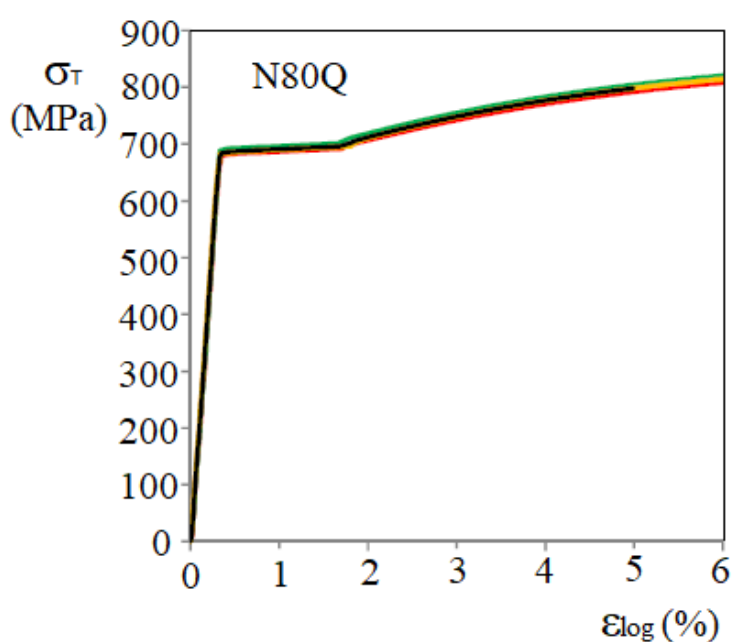


Figura 66 - Curva Média de $\sigma_T \times \epsilon_{log}$ - N80Q [6]

Com base nos dados acima, a magnitude da tração e a relação D/t foram variadas por valores usuais na indústria para os graus de aço J55 e N80Q. Vale lembrar que as equações de projeto contam com fatores de segurança, além de utilizar a tensão de escoamento mínima do material nas equações. A partir dos resultados numéricos obtidos para os tubos em escala real foi realizada uma análise da incerteza das equações quanto à previsão da pressão de colapso. Essa análise é feita através do Bias, que consiste no erro sistemático de uma dada amostra, ou seja, na razão entre o valor real de colapso (pressão de colapso experimental ou numérica) pelo valor de previsão de colapso do modelo. A equação 5.4 mostra como o Bias é calculado.

$$Bias = B_i = \frac{\hat{P}_c}{P_c} \quad (5.4)$$

Onde, \hat{P}_c é a pressão de colapso numérica e P_c é a pressão de colapso prevista.

A média, o desvio padrão e a variância do Bias são calculados conforme as equações abaixo.

$$\bar{B} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n B_i \quad (média) \quad (5.5)$$

$$s_B = \sqrt{s_B^2} \quad (Desvio\ Padrão) \quad (5.6)$$

$$s_B^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (B_i - \bar{B})^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (B_i^2 - n\bar{B}^2) \quad (variância) \quad (5.7)$$

Tabela 39 - Dados Bias - Resultados Numéricos x Equações de Projeto.

Grau do Aço	D/t	T/T ₀	\hat{P}_c (Psi)	$P_{c\text{ cap8}}$ (Psi)	$P_{c\text{ anexF}}$ (Psi)	B_1 ($\hat{P}_c/P_{c\text{ cap8}}$)	B_2 ($\hat{P}_c/P_{c\text{ anexF}}$)
J55	21,4	0	4227,8	3516,4	3819	1,20	1,11
	21,4	10	4187,3	3217,2	3729	1,30	1,12
	21,4	20	4128,1	2869,1	3518,5	1,44	1,17
	21,4	30	4066,9	2469,6	3256,1	1,65	1,25
	21,4	40	4000,4	2014,4	2930,9	1,99	1,36
	21,4	50	3844,3	1496	2528,5	2,57	1,52
	21,4	60	3613,8	902,2	2029,2	4,01	1,78
J55	24,4	0	3190,9	2568,8	2993,7	1,24	1,07
	24,4	10	3153,9	2329,6	2940,1	1,35	1,07
	24,4	20	3117,6	2051,4	2810,2	1,52	1,11

	24,4	30	3069,2	1732	2639,2	1,77	1,16
	24,4	40	3013,2	1368,1	2414	2,20	1,25
	24,4	50	2910,2	953,8	2117,4	3,05	1,37
	24,4	60	2808,8	479,1	1727,2	5,86	1,63
J55	16,9	0	6423,2	5558,3	5405,3	1,16	1,19
	16,9	10	6416,2	5129,7	5243	1,25	1,22
	16,9	20	6351	4631	4877,8	1,37	1,30
	16,9	30	6197	4058,8	4446,6	1,53	1,39
	16,9	40	5967,6	3406,7	3940,1	1,75	1,51
	16,9	50	5636,7	2664,2	3345,3	2,12	1,68
	16,9	60	5190,2	1813,7	2642,6	2,86	1,96
N80Q	22,1	0	7326,7	3835,8	4528,5	1,91	1,62
	22,1	10	7190,2	3434,3	4464,9	2,09	1,61
	22,1	20	6994,7	2961,6	4285,8	2,36	1,63
	22,1	30	6713,2	2413,7	4027,9	2,78	1,67
	22,1	40	6316,5	1782,7	3654,3	3,54	1,73
	22,1	50	5771,9	1054,9	3117,2	5,47	1,85
	22,1	60	5016,1	206,5	2360,4	Não Aplicável	2,13
N80Q	17,7	0	10364,6	6620,7	6950,3	1,57	1,49
	17,7	10	9979,3	6026,1	6773,7	1,66	1,47
	17,7	20	9502,6	5326,1	6316,9	1,78	1,50
	17,7	30	8908,8	4514,7	5743,4	1,97	1,55
	17,7	40	8164,9	3580,2	5029,9	2,28	1,62
	17,7	50	7228,4	2502,4	4145,8	2,89	1,74
	17,7	60	6077,2	1245,9	3046,3	4,88	1,99
N80Q	13,8	0	14401,8	10499	9767,3	1,37	1,47
	13,8	10	13734,1	9635,5	9457,6	1,43	1,45
	13,8	20	12896,1	8619	8690,8	1,50	1,48
	13,8	30	11861	7440,6	7782,5	1,59	1,52
	13,8	40	10671,3	6083,5	6712,8	1,75	1,59
	13,8	50	9396,6	4518,3	5451,4	2,08	1,72
	13,8	60	7816,3	2693,6	3948,2	2,90	1,98

Dois histogramas de frequência absoluta foram traçados com os parâmetros apresentados na tabela 40. Vale observar que o Bias não obteve valores de média menor que 1. Isso significa que os valores de projeto estão sempre inferiores aos valores numéricos, como esperado para a análise. Considerando os poucos resultados experimentais realizados com tubos J55, pode-se notar que o modelo numérico é conservador em relação aos resultados experimentais. Caso a análise do Bias fosse realizada em função dos testes experimentais, o valor de média mínimo observado seria superior, logo, maior seria a margem de segurança das equações de projeto. Os dados

calculados para o histograma são exibidos na tabela 41 e 42 e os histogramas apresentados nas figuras 67 e 68.

Tabela 40 – Composição do Histograma Bias – Equações de Projeto.

	B₁ (Num/Cap8)	B₂ (Num/AnexF)
Número de observações totais da amostra	41	42
Número de intervalos	10	7
Valor mínimo observado	1,16	1,07
Valor máximo observado	5,86	2,13
Tamanho dos intervalos	0,6	0,15

Tabela 41 - Dados Histograma – Bias – Equação de Projeto – CAP. 8

Intervalo	Mínimo	Máximo	Média	Freq. Abs	Freq. Rel
1	0,00	0,59	0,30	0	0,000
2	0,60	1,19	0,90	1	0,024
3	1,20	1,79	1,50	20	0,488
4	1,80	2,39	2,10	9	0,220
5	2,40	2,99	2,70	5	0,122
6	3,00	3,59	3,30	2	0,049
7	3,60	4,19	3,90	1	0,024
8	4,20	4,79	4,50	0	0,000
9	4,80	5,39	5,10	1	0,024
10	5,40	6,00	5,70	2	0,049

Tabela 42 - Dados Histograma – Bias – Equação de Projeto – Anexo F

Intervalo	Mínimo	Máximo	Média	Freq. Abs	Freq. Rel
1	0,80	0,97	0,88	0	0,000
2	0,98	1,14	1,06	5	0,119
3	1,15	1,32	1,23	7	0,167
4	1,33	1,49	1,41	8	0,190
5	1,50	1,67	1,58	12	0,286
6	1,68	1,84	1,76	5	0,119
7	1,85	2,02	1,93	4	0,095
8	2,03	2,20	2,11	1	0,024

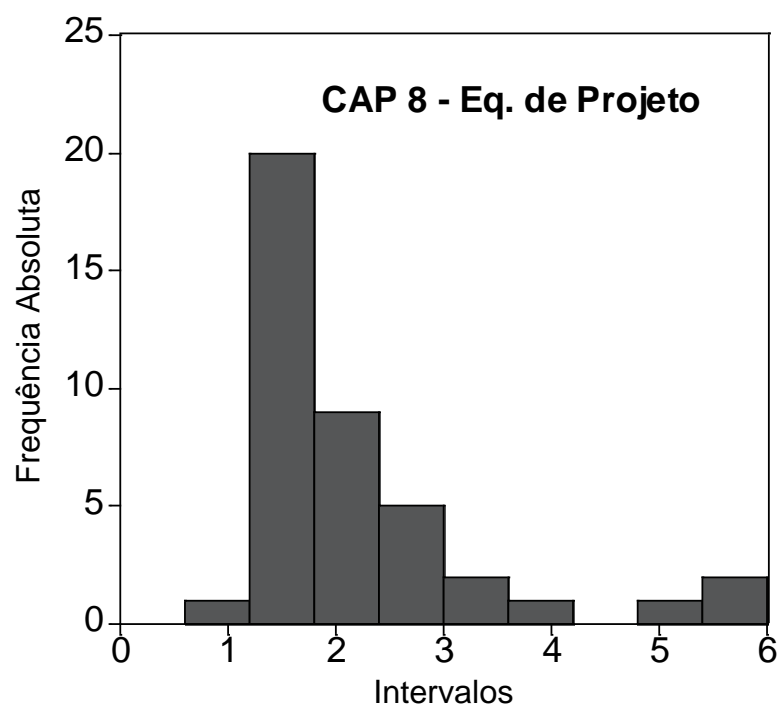


Figura 67 - Histograma – Equação de Projeto - Cap.8

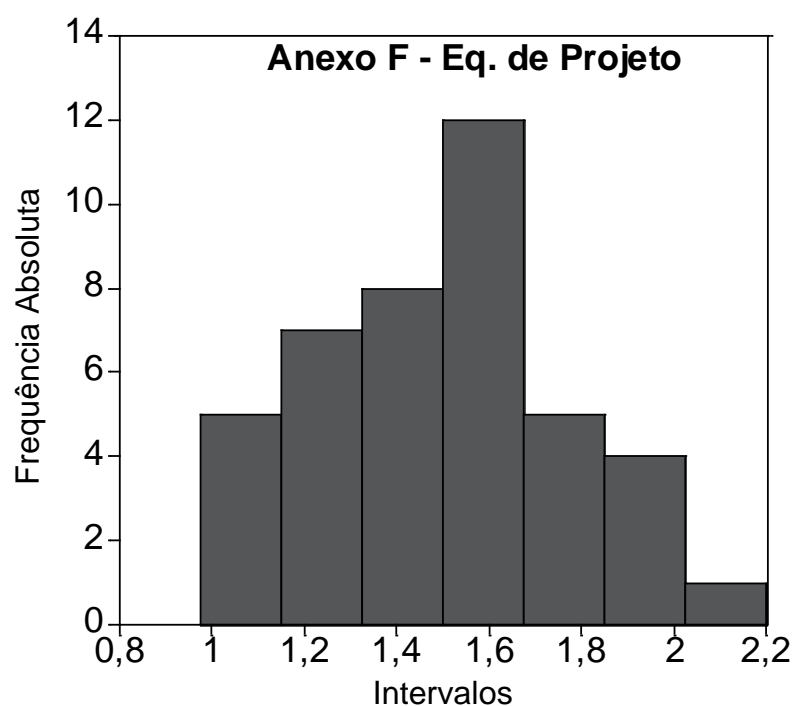


Figura 68 - Histograma – Equação de Projeto - Anexo F

Tabela 43 - Valores de Média, Desvio Padrão e Variância do Bias - Eq. de Projeto

Equações de Projeto – Norma ISO 10400				
	μ_B	s_B	s_B^2	N
CAP 8.	2,22	1,13	1,27	41
Anexo F	1,50	0,27	0,07	42

Com base nos dados obtidos da tabela 43 nota-se que ambas as equações apresentam médias relativamente altas para a previsão da pressão de colapso, devido aos fatores de segurança utilizados. No entanto, é possível observar que a equação do anexo F apresenta valores de média e desvio padrão do Bias mais próximos de 1 e 0, respectivamente. Isso indica que o método apresenta menos incerteza para as diferentes relações D/t e magnitudes de tração avaliadas. Os resultados numéricos e empíricos são ilustrados nas figuras abaixo.

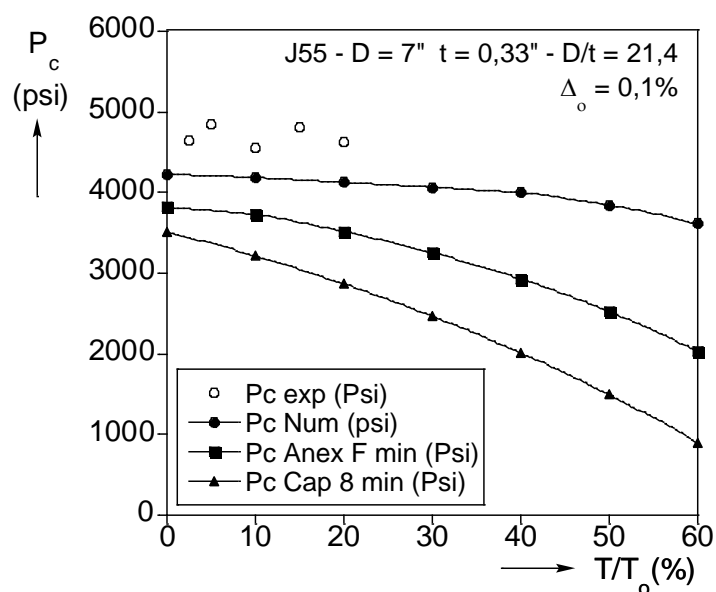


Figura 69 – Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 21,4.

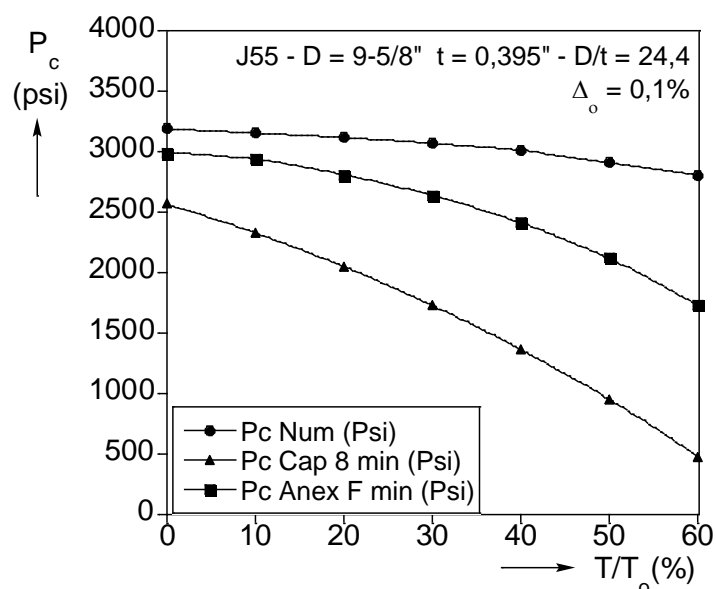


Figura 70 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 24,4

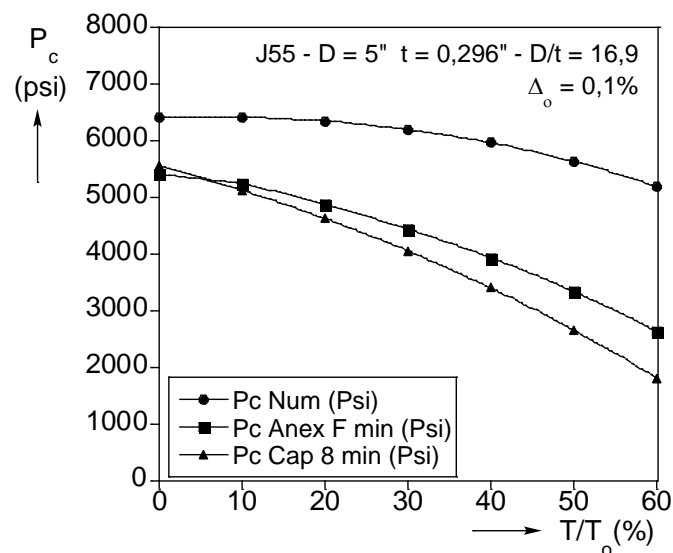


Figura 71 – Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 16,9.

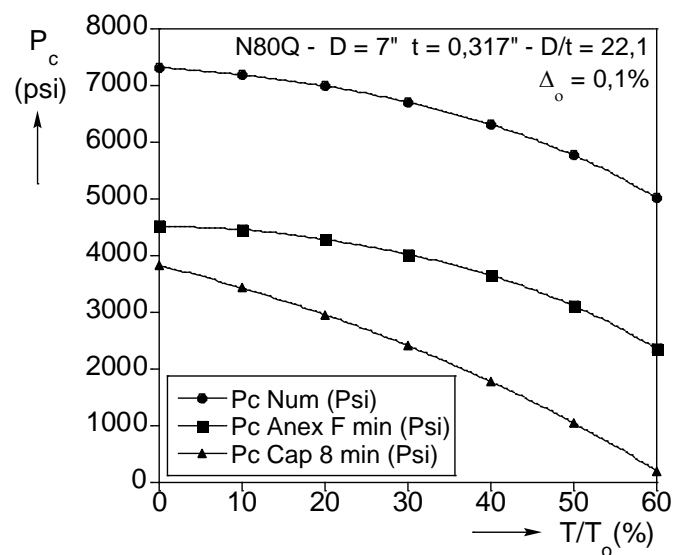


Figura 72 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 22,1.

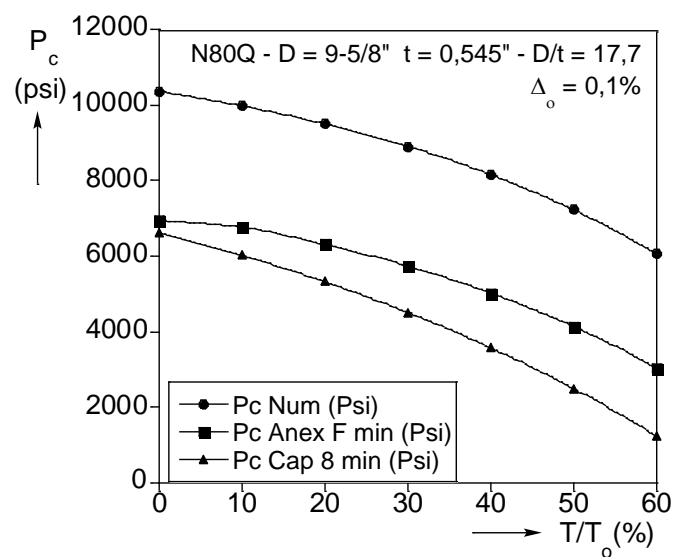


Figura 73 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 17,7.

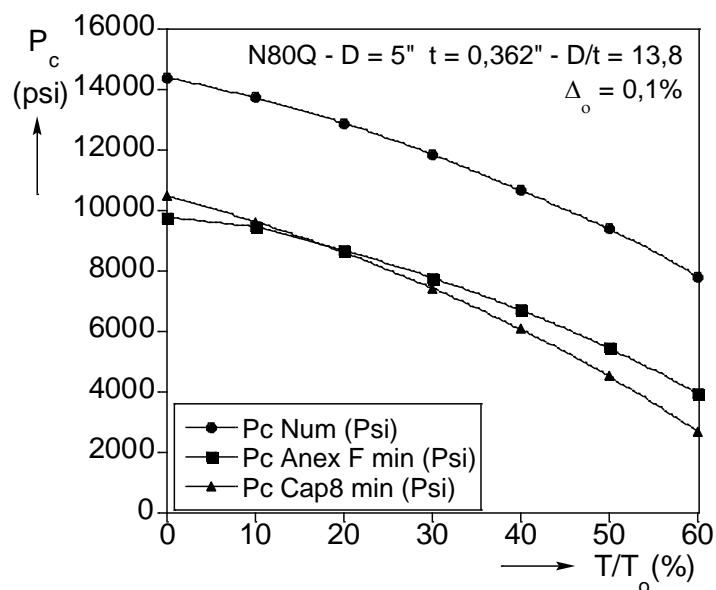


Figura 74 - Colapso Eq. Projeto - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 13,8.

Após análise das figuras e tabelas acima, algumas observações podem ser retiradas:

- Tanto as equações de projeto do Capítulo 8 quanto as equações de projeto do anexo F apresentaram boa aproximação dos resultados numéricos para um carregamento de pressão externa pura, com média do Bias mais próxima de 1. Entretanto, quando o carregamento trativo foi elevado, a razão entre os resultados numéricos e os resultados de previsão aumentou, causando um aumento na média do Bias. Isso significa que para o carregamento combinado, a norma pode ser bem conservadora, principalmente para carregamentos trativos mais elevados.
- As equações de projeto do Anexo F apresentaram menor incerteza quanto à previsão de colapso, quando se comparado às equações de projeto do Capítulo 8 da norma. A média e o desvio padrão do Bias das equações de projeto do Anexo F foram 1,50 e 0,27, respectivamente. Enquanto que a média e o desvio padrão do Bias das equações de projeto do Capítulo 8 foram de 2,22 e 1,13, respectivamente. Essa melhor distribuição do histograma das equações do Anexo F pode ser explicada pela melhor aproximação com os resultados numéricos para carregamentos trativos mais elevados.
- Apesar dos poucos ensaios experimentais realizados em escala real, é possível notar que o modelo numérico é conservador em relação aos resultados experimentais para o tubo J55. Caso a análise do Bias fosse realizada em função

de uma grande quantidade de ensaios experimentais, os valores de média poderiam ser superiores aos apresentados com o estudo numérico.

A avaliação das equações de resistência última ao colapso também foi realizada. Vale ressaltar que nessa etapa, os fatores de segurança para obter um índice de confiabilidade desejado são descartados e dados do material são utilizados. Na tabela 44 são listados os resultados numéricos, assim como os resultados de previsão de colapso das equações do capítulo 8 e anexo F da norma. A partir dos resultados numéricos, o Bias foi calculado para as duas equações propostas na norma.

Tabela 44 - Dados Bias - Resultados Numéricos x Equações Res. Última.

Grau do Aço	D/t	T/T₀	\hat{P}_c (Psi)	$P_{c \text{ cap8}}$ (Psi)	$P_{c \text{ anexF}}$ (Psi)	B_1 ($\hat{P}_c/P_{c \text{ cap8}}$)	B_2 ($\hat{P}_c/P_{c \text{ anexF}}$)
J55	21,4	0	4227,8	4722,4	4972,5	0,90	0,85
	21,4	10	4187,3	4468,6	4778,3	0,94	0,88
	21,4	20	4128,1	4178,8	4538,8	0,99	0,91
	21,4	30	4066,9	3851,9	4253,3	1,06	0,96
	21,4	40	4000,4	3485,6	3914,6	1,15	1,02
	21,4	50	3844,3	3076,1	3513,9	1,25	1,09
	21,4	60	3613,8	2618,1	3040,3	1,38	1,19
	21,4	70	3304,5	2102,9	2479,7	1,57	1,33
J55	21,4	80	2916,2	1516,4	1829,3	1,92	1,59
	24,4	0	3190,9	3774,8	3905,2	0,85	0,82
	24,4	10	3153,9	3571,9	3788,5	0,88	0,83
	24,4	20	3117,6	3340,3	3638,1	0,93	0,86
	24,4	30	3069,2	3079	3450,5	1,00	0,89
	24,4	40	3013,2	2786,1	3216,9	1,08	0,94
	24,4	50	2910,2	2458,9	2926,3	1,18	0,99
	24,4	60	2808,8	2092,8	2565,6	1,34	1,09
J55	24,4	70	2603,5	1680,9	2119,1	1,55	1,23
	24,4	80	2313,9	1212,1	1543,9	1,91	1,50
	16,9	0	6423,2	6764,3	7023,7	0,95	0,91
	16,9	10	6416,2	6400,7	6675,1	1,00	0,96
	16,9	20	6351	5985,6	6266,8	1,06	1,01
	16,9	30	6197	5517,4	5801	1,12	1,07
	16,9	40	5967,6	4992,6	5272	1,20	1,13
	16,9	50	5636,7	4406,2	4672,3	1,28	1,21
J55	16,9	60	5190,2	3750,1	3991,5	1,38	1,30
	16,9	70	4774,4	3012,1	3215,1	1,59	1,48
	16,9	80	4279,7	2172,1	2484,7	1,97	1,72
N80Q	22,1	0	7326,7	5790,8	6237,9	1,27	1,17
	22,1	10	7190,2	5479,5	6112,1	1,31	1,18

	22,1	20	6994,7	5124,2	5944,3	1,37	1,18
	22,1	30	6713,2	4732,3	5718,2	1,42	1,17
	22,1	40	6316,5	4274,1	5411,1	1,48	1,17
	22,1	50	5771,9	3772,1	4993,3	1,53	1,16
	22,1	60	5016,1	3210,4	4430,6	1,56	1,13
	22,1	70	3974,1	2578,6	3689,3	1,54	1,08
	22,1	80	2770,3	1859,5	2953,7	1,49	0,94
N80Q	17,7	0	10364,6	8575,7	9866	1,21	1,05
	17,7	10	9979,3	8114,7	9463,8	1,23	1,05
	17,7	20	9502,6	7588,5	8977,9	1,25	1,06
	17,7	30	8908,8	6994,8	8396,4	1,27	1,06
	17,7	40	8164,9	6329,6	7705,7	1,29	1,06
	17,7	50	7228,4	5586,1	6890,7	1,29	1,05
	17,7	60	6077,2	4754,4	5933,5	1,28	1,02
	17,7	70	4798,5	3818,7	4811,5	1,26	1,00
	17,7	80	3297,8	2753,7	3352,6	1,20	0,98
N80Q	13,8	0	14401,8	12454	14037,3	1,16	1,03
	13,8	10	13734,1	11785	13293,2	1,17	1,03
	13,8	20	12896,1	11020	12444	1,17	1,04
	13,8	30	11861	10158	11482,4	1,17	1,03
	13,8	40	10671,3	9192,1	10398,7	1,16	1,03
	13,8	50	9396,6	8112,4	9180	1,16	1,02
	13,8	60	7816,3	6904,5	7808,7	1,13	1,00
	13,8	70	6066,2	5545,8	6259,3	1,09	0,97
	13,8	80	4175,4	3999,1	4643,1	1,04	0,90

A partir dos resultados listados acima foram traçados dois histogramas de frequência absoluta com os parâmetros apresentados na tabela 45. Nessa análise, observa-se que valores de média do Bias abaixo de 1 foram obtidos. Isso pode ser explicado pelo fato de que as equações de resistência última não contam com fatores de segurança e dados do material são utilizados para o cálculo da pressão de colapso. Desse modo, a aproximação das equações tende a ser melhor com os resultados experimentais. Entretanto, a análise do Bias em função dos resultados numéricos serve como parâmetro de comparação para os dois modelos. Os dados calculados para o histograma são exibidos na tabela 46 e 47 e os histogramas apresentados nas figuras 75 e 76.

Tabela 45 – Composição do Histograma Bias – Equações Res. Última.

	B₁ (Num/Cap8)	B₂ (Num/AnexF)
Número de observações totais da amostra	54	54
Número de intervalos	8	8
Valor mínimo observado	0,85	0,82
Valor máximo observado	1,97	1,72
Tamanho dos intervalos	0,15	0,125

Tabela 46 - Dados Histograma - Bias - Equações Res. Última - CAP. 8

Intervalo	Mínimo	Máximo	Média	Freq. Abs	Freq. Rel
1	0,80	0,94	0,87	5	0,093
2	0,95	1,09	1,02	9	0,167
3	1,10	1,24	1,17	14	0,259
4	1,25	1,39	1,32	14	0,259
5	1,40	1,54	1,47	5	0,093
6	1,55	1,69	1,62	4	0,074
7	1,70	1,84	1,77	0	0,000
8	1,85	2,00	1,93	3	0,056

Tabela 47 - Dados Histograma – Bias – Equações Res. Última – Anexo F

Intervalo	Mínimo	Máximo	Média	Freq. Abs	Freq. Rel
1	0,80	0,92	0,86	9	0,167
2	0,93	1,04	0,98	18	0,333
3	1,05	1,17	1,11	16	0,296
4	1,18	1,29	1,23	5	0,093
5	1,30	1,42	1,36	2	0,037
6	1,43	1,54	1,48	2	0,037
7	1,55	1,67	1,61	1	0,019
8	1,68	1,80	1,74	1	0,019

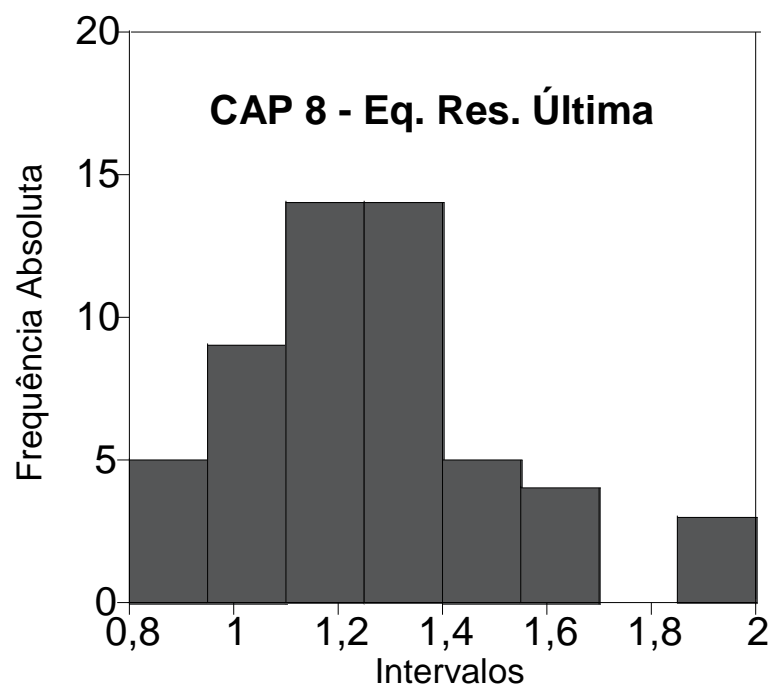


Figura 75 - Histograma – Equações Res. Última - Cap.8

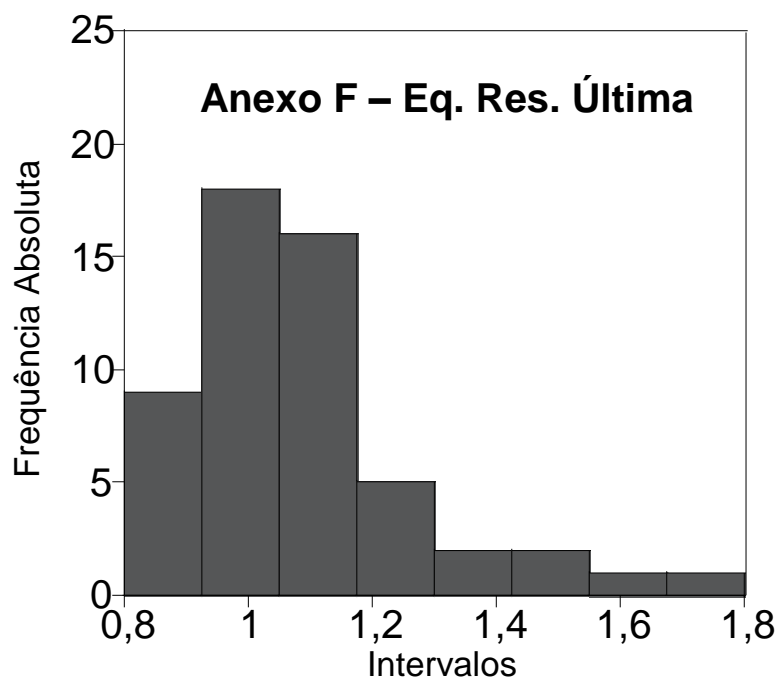


Figura 76 - Histograma – Equações Res. Última – Anexo F

Tabela 48 - Valores de Média, Desvio Padrão e Variância do Bias - Eq. Res. Última

Equações Médias – Norma ISO 10400				
	μ_B	s_B	s_B^2	N
CAP 8.	1,26	0,251	0,063	54
Anexo F	1,08	0,183	0,034	54

Com base nos resultados obtidos, é possível observar que a equação do anexo F apresenta menor incerteza quanto à previsão de colapso para o carregamento combinado de pressão externa e tração axial. Os valores de média e desvio padrão do Bias para o anexo F mais se aproximaram de 1 e 0, respectivamente. Os resultados numéricos e empíricos são ilustrados nas figuras abaixo.

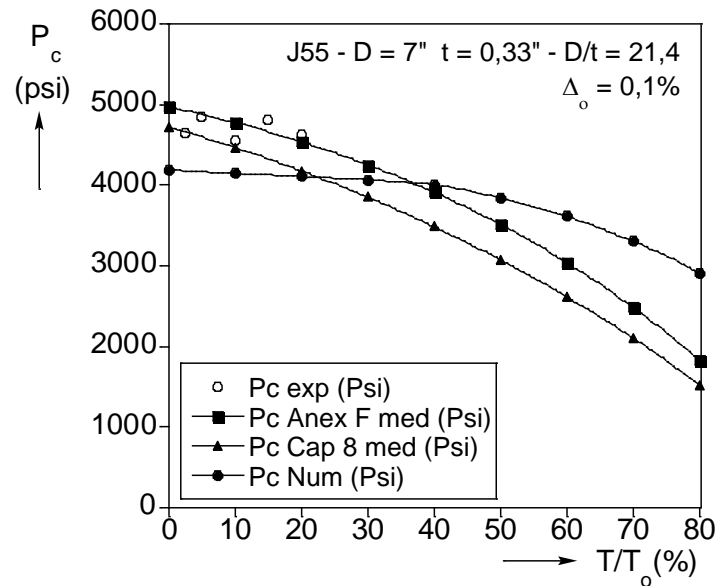


Figura 77 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 21,4

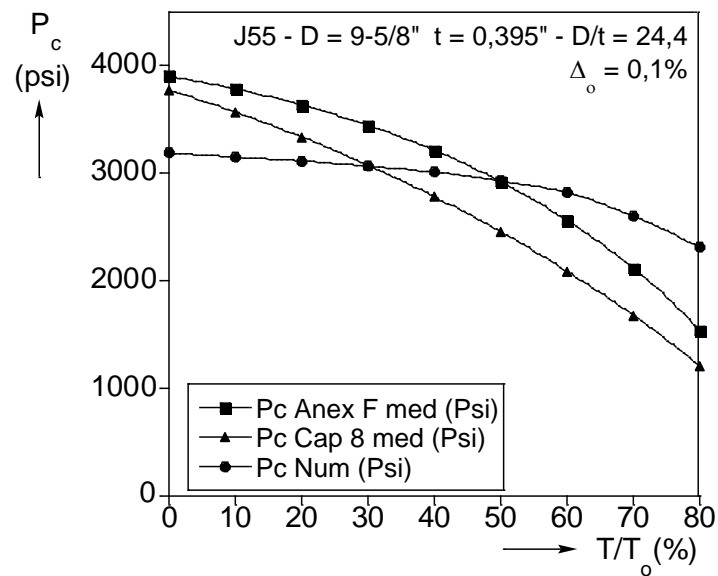


Figura 78 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 24,4.

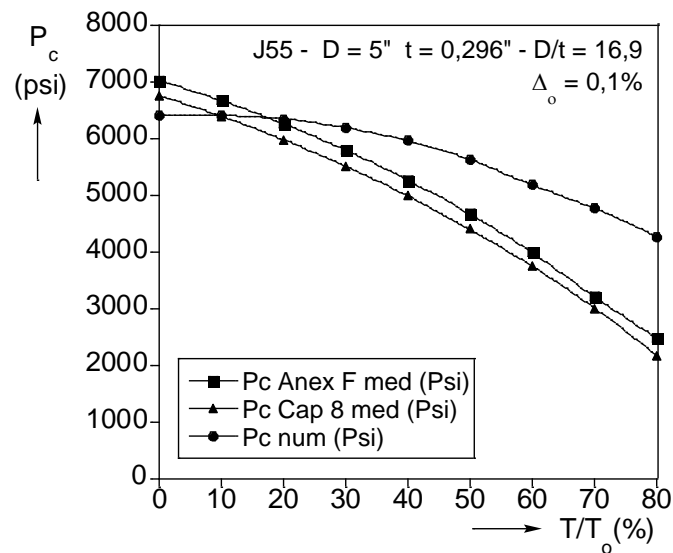


Figura 79 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 J55 - D/t 16.9.

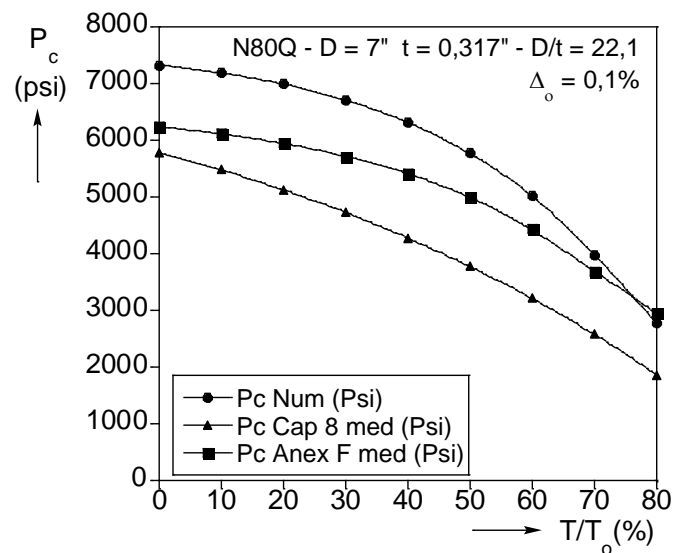


Figura 80 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 22,1.

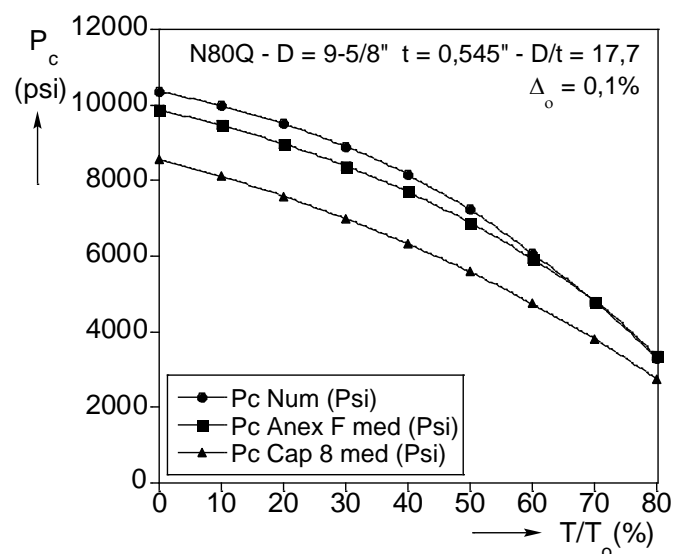


Figura 81 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 17,7.

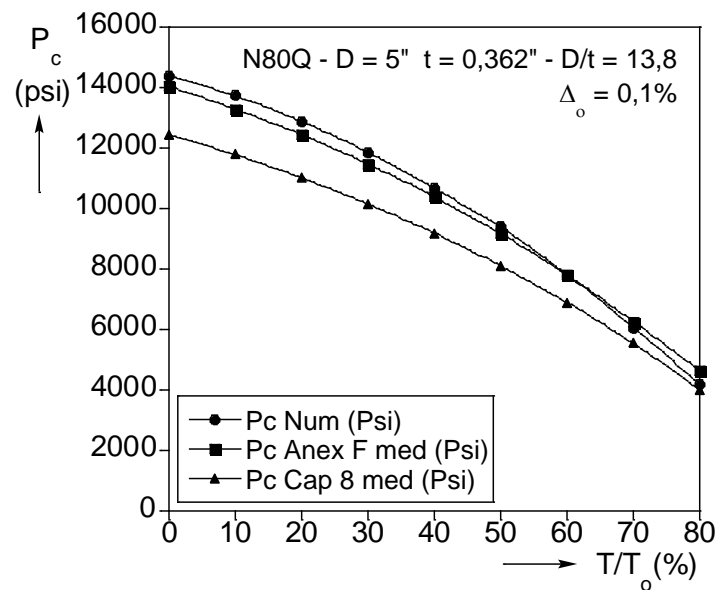


Figura 82 - Colapso Eq. Res. Última - Cap 8 x Anexo F - ISO10400 N80Q - D/t 13,8.

A partir das imagens acima, algumas observações podem ser listadas:

- Como esperado, as equações de resistência última ao colapso apresentam maior aproximação dos resultados numéricos do que as equações de projeto. Entretanto para o carregamento de pressão externa pura e para baixos carregamentos combinados de tração axial e pressão externa, alguns valores de previsão de colapso foram superiores aos valores numéricos, ou seja, valores de média do Bias ficaram inferiores a 1. Isso indica que o modelo numérico é conservador quanto aos resultados de previsão da norma, e consequentemente, aos resultados experimentais para esses carregamentos. No entanto, para carregamentos trativos mais elevados, os valores numéricos foram superiores aos valores previstos. Isso significa que as equações de resistência última podem ser conservadoras para carregamentos trativos mais elevados.
- Assim como nas equações de projeto, o modelo proposto no Anexo F apresentou menor incerteza quanto à previsão de colapso, quando se comparado às equações do capítulo 8. A média e o desvio padrão do Bias das equações de projeto do Anexo F foram 1,08 e 0,18, respectivamente. Enquanto que a média e o desvio padrão do Bias das equações de projeto do Capítulo 8 foram de 1,26 e 0,25, respectivamente.

5.1. Estudo de Caso

Um estudo de caso foi realizado para avaliar de forma prática a utilização do modelo do anexo F em detrimento das equações do capítulo 8 da norma a partir de um projeto de típico de poço. O exemplo estudado nesse caso pode ser encontrado na referência [11]. Os gradientes de pressão de poros, fratura e colapso da rocha formam a janela operacional de um poço que são a base para a elaboração do projeto da coluna de revestimento. Esses dados são fundamentais para determinar o carregamento atuante na coluna de revestimento. O fluido de perfuração responsável por manter a estabilidade do poço é um dos critérios para definição da profundidade de cada revestimento a ser instalado. A figura 83 mostra um projeto típico de poço offshore com o assentamento das sapatas baseado na janela operacional. A partir desse exemplo, a pressão externa e a tração axial foram calculadas para o revestimento intermediário de 9-5/8" com assentamento da sapata em 4000 m de profundidade. A cabeça do poço é instalada em 1493 metros de profundidade.

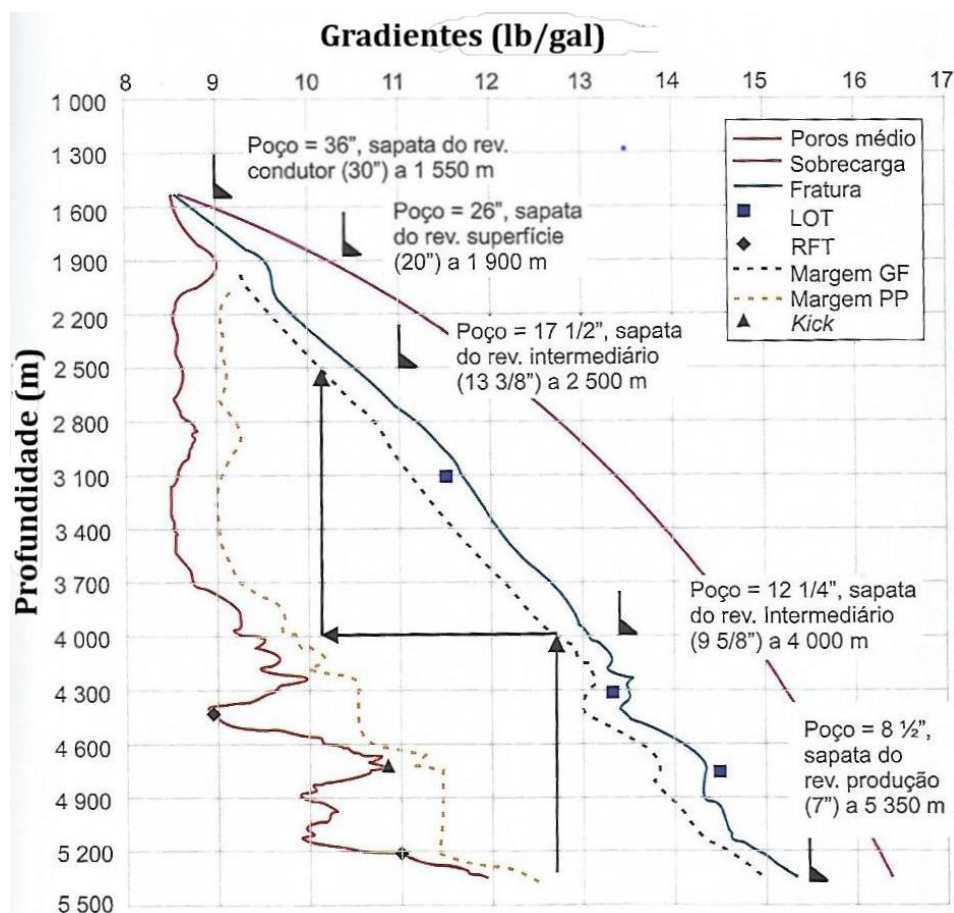


Figura 83 - Assentamento das sapatas baseado na janela operacional. [11]

Dessa forma, o comprimento do revestimento intermediário de 9-5/8” terá 2507 metros (L). O gradiente de poros (G_p) juntamente com a margem de segurança é de aproximadamente 9 lb/gal. De maneira geral, considera-se que a pressão externa varia linearmente em função do gradiente de poros (G_p) e da profundidade da formação (H), sendo o menor valor na parte superior do poço e o maior valor na parte inferior do poço. Enquanto a tensão longitudinal de tração (σ_x) varia linearmente de acordo com o comprimento da coluna (L), o peso nominal da coluna (P_{nom}) e massa específica do fluido (ρ_f), sendo o maior valor na parte superior da coluna e zero na sapata. Vale ressaltar que aqui será considerada apenas a tração gerada pelo peso próprio da coluna e do empuxo. Assim, dois exemplos dos carregamentos são obtidos pelas equações 5.8 e 5.9 e são ilustrados nas figuras 84 e 85.

$$P_{ext} = 0,1704 \cdot G_p \cdot H \quad (5.8)$$

$$\sigma_x = 3,282 \cdot \frac{P_{nom} \cdot L}{A_s} - 0,1704 \cdot \rho_f \cdot L \quad (5.9)$$

Sendo,

P_{ext} – Pressão Externa (Psi); G_p – Gradiente de Poros (lb/gal); H – Profundidade da Formação (m); σ_x – Tensão Longitudinal (Psi); P_{nom} – Peso nominal da coluna (lb/ft); L – Comprimento da Coluna (m); A_s – Área da Seção Transversal (in²); ρ_f – Massa específica do fluido (lb/gal);

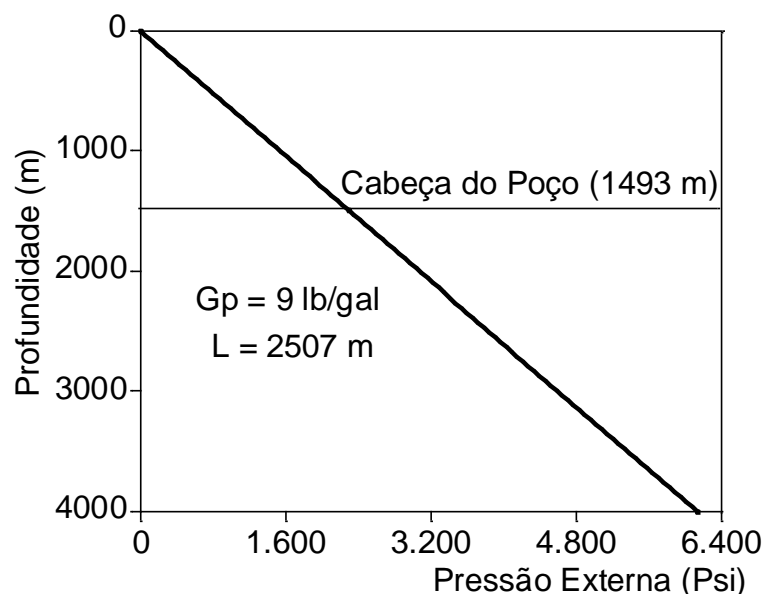


Figura 84 - Pressão externa atuante no revestimento intermediário 9-5/8”.

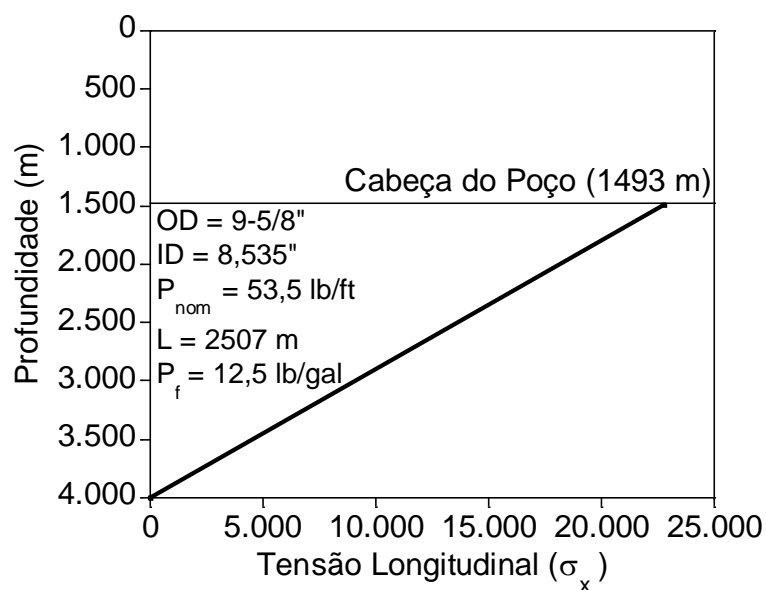


Figura 85 - Tensão Longitudinal gerada pelo peso da coluna de revestimento - 9-5/8".

De acordo com a tabela API apresentada na figura 86, é possível observar a resistência ao colapso calculada pelas equações de projeto do capítulo 8, quando os tubos são submetidos ao carregamento de pressão externa pura.

OD (in)	Esp. (in)	Peso Nom. (lb/ft)	Grau do Aço	ID (in)	Pressão Colapso (Psi)
9 5/8	0.472	47.00	M65	8.681	4280
			L80		4760
			N80		4760
			HC-L80*		6000
			C90		4990
			C95		5090
			T95		5090
			P110		5300
			HC-P110*		7100
			Q125		5640
9 5/8	0.545	53.50	L80	8.535	6620
			N80		6620
			C90		7110
			C95		7340
			T95		7340
			P110		7950
9 5/8	0.595	58.40	Q125	8.435	8440
			L80		7890
			N80		7890
			C90		8560
			C95		8880
			T95		8880
			P110		9770
9 5/8	0.595	58.40	Q125	8.435	10540
			L80		7890
			N80		7890
			C90		8560
			C95		8880
			T95		8880
			P110		9770
			Q125		10540
			L80		7890
			N80		7890

Figura 86 - Tabela API - Revestimentos 9-5/8". (adaptado) [13]

Para definir o revestimento adequado de acordo com a tabela API é preciso definir a máxima pressão externa que o mesmo estará submetido. Como visto na figura 84, a pressão externa máxima fica na parte inferior do poço (sapata), logo, considerando que as formações sejam normalmente pressurizadas e o gradiente de poros é igual a 9 lb/gal, obtém-se a pressão externa de 6134,4 psi pela equação 5.8. No entanto, nessa profundidade a tração axial é nula, portanto o tubo estará submetido apenas ao carregamento da pressão externa. Pela tabela API/ISO mostrada na figura 86, uma das opções a ser escolhida é o tubo N80 de espessura de 0,545 polegadas com 6620 psi de resistência ao colapso. Entretanto, como visto nessa dissertação, o tubo perde resistência quando submetido ao carregamento combinado da tração axial. Assim, considerando a tração axial crítica logo na profundidade da sapata da fase anterior (2500 m), obtém-se a tensão longitudinal de tração pela equação 5.9 de 13747 psi, representando 17,2% da tração de escoamento do material para esse revestimento. Pelas equações do capítulo 8 da norma ISO 10400 apresentadas na tabela 36, a pressão de colapso submetido a esse carregamento combinado é reduzida para 5788,7 psi. Caso fosse considerada a tração axial na cabeça do poço (1493 m), a tensão longitudinal de tração obtida pela equação 5.9 seria de 22975,8 psi, representando 28,7% da tração de escoamento do material para o aço N80. Pelas equações do capítulo 8 da norma, a pressão de colapso para esse carregamento é reduzida para 5120,9 psi. Nesse cenário, para efeito de projeto, a pressão externa máxima exercida pela formação nesse revestimento seria superior à pressão de colapso suportada pelo tubo, portanto um tubo com maior tensão de escoamento ou maior espessura teria de ser utilizado para atender os requisitos da norma.

Considerando agora que o modelo do Anexo F fosse utilizado no lugar das equações do capítulo 8, a resistência ao colapso apenas sob pressão externa seria de 6822,5 psi para o tubo N80 de 0,545 polegadas de espessura. Com o carregamento combinado de 17,2% da tração de escoamento (tração axial na sapata da fase anterior), a pressão de colapso seria reduzida para 6194,2 psi. Enquanto que para o carregamento combinado de 28,7% da tração de escoamento (tração axial na cabeça do poço), a pressão de colapso seria reduzida para 5638,1 psi. Assim, caso fosse considerado o cenário mais pessimista, considerando o carregamento da tração axial na cabeça do poço combinado com a pressão externa na parte inferior do poço (sapata), a pressão de projeto para o colapso do tubo seria inferior à pressão máxima exercida na parte inferior

do revestimento (sapata). Portanto, um tubo com maior tensão de escoamento ou maior espessura também teria de ser utilizado para atender os requisitos do modelo do anexo F. Dessa forma, uma análise com diferentes graus de aço e espessuras foi realizado e representado nas tabelas 49 e 50.

Tabela 49 - Dimensionamento do Revestimento - Eq. de Projeto Cap. 8.

Dimensionamento do Revestimento – Eq. de Projeto Capítulo 8 - ISO 10400							
Espessura (in)	Peso Nom. (lb/ft)	Grau Aço	P_{ext} (Psi)	P_c (Psi)	P_{co1} (Psi)	P_{co2} (Psi)	P_{ext} < P_c
0,545	53,5	N80	6134,4	6620	5788,7	5120,9	X
		C90		7110	6313,8	5687,4	X
		C95		7340	6558,9	5946,9	X
		P110		7950	7213,9	6659,4	O
0,595	58,4	N80		7890	6930,2	6134,1	X
		C90		8560	7633,5	6899,9	O

X – Reprovado; O – Aprovado

Tabela 50 - Dimensionamento do Revestimento - Eq. de Projeto Anexo F

Dimensionamento do Revestimento – Eq. de Projeto Anexo F - ISO 10400							
Espessura (in)	Peso Nom. (lb/ft)	Grau Aço	P_{ext} (Psi)	P_c (Psi)	P_{co1} (Psi)	P_{co2} (Psi)	P_{ext} < P_c
0,545	53,5	N80	6134,4	6822,5	6194,2	5638,1	X
		C90		7214,5	6669,9	6185,4	O
		C95		7489,5	6990,3	6546,6	O
		P110		8122,5	7736,7	7394,5	O
0,595	58,4	N80		7901	7129,6	6468,3	O
		C90		8491,4	7621,9	7003,5	O

X – Reprovado; O – Aprovado

A partir dos resultados apresentados na tabela acima e considerando as três situações de carregamentos descritas anteriormente, sendo:

- I. Carregamento de pressão externa na sapata (4000 m de profundidade);
- II. Carregamento de pressão externa na sapata (4000 m de profundidade) e tração axial na sapata do revestimento anterior (2500 m de profundidade);
- III. Carregamento de pressão externa na sapata (4000 m de profundidade) e tração axial na cabeça do poço (1493 m de profundidade);

Assim, considerando o pior cenário possível para o carregamento (III), a coluna de revestimento deve apresentar resistência ao colapso para o carregamento combinado (P_{co2}) superior à máxima pressão exercida pela formação (P_{ext}).

Desse modo, as opções para o revestimento intermediário de 9-5/8” que atendam os critérios estabelecidos para as equações de projeto do capítulo 8 da norma são:

- P110 – 0,545” de espessura ($D/t = 17,66$) – Peso Nominal 79,62 kg/m;
- C90 – 0,595” de espessura ($D/t = 16,18$) – Peso Nominal 86,91 kg/m;

Para as equações de projeto do anexo F da norma, as opções são:

- C90 – 0,545” de espessura ($D/t = 17,66$) – Peso Nominal 79,62 kg/m;
- C95 – 0,545” de espessura ($D/t = 17,66$) – Peso Nominal 79,62 kg/m;
- P110 – 0,545” de espessura ($D/t = 17,66$) – Peso Nominal 79,62 kg/m;
- N80 – 0,595” de espessura ($D/t = 16,18$) – Peso Nominal 86,91 kg/m;
- C90 – 0,595” de espessura ($D/t = 16,18$) – Peso Nominal 86,91 kg/m;

Com isso, observou-se que o modelo proposto no anexo F da norma trouxe mais opções para o dimensionamento da coluna de revestimento analisada, devido ao melhor desempenho do modelo para previsão de colapso para tubos OCTG submetidos ao carregamento combinado da pressão externa e tração axial. Esse estudo de caso, apesar da generalidade dos critérios utilizados, pode servir como ponto de partida para demonstrar como o uso do modelo do anexo F possibilitaria a instalação de tubos OCTG com menores espessuras ou aços com menor tensão de escoamento sem comprometimento da integridade da coluna.

Ainda assim é necessário que um estudo econômico sobre o real ganho com o uso do modelo do anexo F seja realizado, para inferir a redução de custo alcançada com a atualização da norma. Vale ressaltar que os preços dos tubos OCTG podem variar significativamente de acordo com cada contrato de aquisição.

6. CONCLUSÕES

Com base no estudo demonstrado nessa dissertação pode-se concluir que o aumento da tração axial causa redução na resistência ao colapso de elementos tubulares. No entanto, essa influência pode variar significativamente de acordo com as características do tubo. Alguns parâmetros como a relação D/t e as propriedades mecânicas do material são considerados cruciais na resistência ao colapso. O efeito do carregamento combinado da tração axial e da pressão externa na pressão de colapso foi avaliado de forma experimental e numérica. Alguns dos resultados podem ser destacados abaixo:

- Os resultados experimentais mostraram que quanto menor a relação D/t do tubo, maior é a redução na pressão de colapso causada pela tração axial. Essa afirmação pode ser confirmada pelos resultados obtidos com 60% da tração de escoamento ($0,6 T/T_o$), onde a pressão de colapso foi reduzida em 13,5% para a relação D/t igual a 24, e em 32% para a relação D/t igual a 15. O efeito da tração axial na resistência ao colapso está relacionado com a tensão equivalente exercida no tubo. Caso a tensão equivalente exercida seja menor que a tensão de escoamento do material, a tração axial terá efeito desprezível na pressão de colapso. Entretanto, a partir do momento que a tensão equivalente ultrapassa a tensão de escoamento do material, a tração axial passa a ter forte influência na pressão de colapso. Desse modo, a forma da curva tensão x deformação do material terá forte influência na pressão de colapso.
- Outro resultado obtido nos testes em escala reduzida foi a baixa influência da tração axial para carregamentos abaixo de 40% da tração de escoamento para a maior relação D/t avaliada. Para tubos de parede fina, ou seja, com pequena área da seção transversal, e consequentemente, baixa resistência à tensões aplicadas no sentido circunferencial, a instabilidade da estrutura geralmente ocorre ainda no regime elástico do material, dessa forma, quanto maior a relação D/t , considerando o mesmo material, menor será o efeito da tração axial na resistência ao colapso. No estudo realizado em escala real por NEVES [6] também não foi possível notar uma redução significativa na

pressão de colapso para tubos de revestimento J55 de relação D/t igual a 22 com 20% da tração de escoamento.

Como se notou nessa dissertação, é difícil determinar se o colapso acontece no regime plástico ou no regime elástico, tendo em vista que isso depende da geometria e da propriedade mecânica do material. Entretanto, apesar da importância da relação D/t e da tensão de escoamento do material na pressão de colapso de elementos tubulares, outros fatores também podem ter influência na resistência ao colapso caso não sejam tratados de forma apropriada, entre eles:

- Ovalização Inicial;
- Variação de Espessura;
- Grau de anisotropia do material;
- Tensões residuais;

Como para tubos reais não há geometria perfeita, valores de imperfeições geométricas foram medidos nos tubos testados. A ovalização inicial medida variou de 0,1 a 0,35%. Entretanto, é difícil retirar uma conclusão precisa do efeito da ovalização inicial e da variação de espessura com base nos dados experimentais, tendo em vista, que a magnitude de tração foi alterada a cada ensaio, além dos poucos ensaios realizados. Entretanto, na análise numérica a ovalização inicial foi avaliada. A tração axial foi mantida constante e a ovalização inicial foi variada entre 0,05% e 1%. A ovalização máxima foi inserida de forma conservadora no centro do tubo com uma variação exponencial ao longo do tubo até uma distância de influência (X_L) estabelecida. Concluiu-se que:

- Com 40% da tração de escoamento houve redução de 16,4% na pressão de colapso quando a ovalização inicial subiu de 0,05% para 1% com relação D/t igual a 12. Para uma relação D/t igual a 24, a redução na pressão de colapso foi de 24,4% quando a ovalização inicial subiu de 0,05% para 1%. Como esperado, notou-se que a ovalização inicial teve mais impacto para relações D/t maiores, ou seja, considerando o mesmo material, quanto menor for a espessura do tubo, maior será a influência da ovalização inicial.
- Com 80% da tração de escoamento houve redução de 24,4% na pressão de colapso quando a ovalização inicial subiu de 0,05% para 1% com relação

D/t igual a 12. Para uma relação D/t igual a 24, a redução na pressão de colapso foi de 30,5% para o mesmo acréscimo na ovalização inicial. Nesse caso, com o aumento da tração axial aplicada, maior foi a influência da ovalização inicial na redução na resistência ao colapso. Isso se deve ao fato de que o aumento do carregamento antecipou a instabilidade do sistema.

A variação de espessura não foi avaliada quanto à pressão de colapso devido aos baixos valores medidos, variando de 0,8% a 6%. De acordo com estudos anteriores, a variação de espessura tem efeito desprezível na pressão de colapso para variações abaixo de 15%. O grau de anisotropia e as tensões residuais costumam apresentar valores mais significativos para tubos soldados, entretanto, como os testes foram realizados com tubos sem solda, esses parâmetros não foram inseridos no modelo. Apesar das simplificações no modelo, considerando o material homogêneo e isotrópico, desconsiderando as variações de espessura e tensões residuais, a diferença máxima entre os resultados experimentais e numéricos foi de 6,6%. Esse baixo valor indicou que a simplificação no modelo foi válida, e que o mesmo serviu de base para simulação dos tubos em escala real. A partir dos dados das propriedades mecânicas dos tubos de revestimento J55 e N80Q obtidos nos testes de tração uniaxial realizados por NEVES [6], simulações numéricas foram executadas para diferentes relações D/t dos dois materiais. Com base nos resultados obtidos, foi possível avaliar as duas equações disponíveis para previsão de colapso da Norma ISO10400 [4].

Tanto o capítulo 8 quanto o anexo F da norma ISO 10400 apresentam equações de projeto e equações de resistência última ao colapso. As equações de resistência última ao colapso são baseadas em uma quantidade significativa de testes experimentais para diferentes graus de aço com objetivo de ajustar uma curva média da pressão de colapso. A incerteza das equações quanto a previsão de colapso foi avaliada por meio do Bias, que consiste na razão entre o valor real de colapso e o valor previsto pelas equações. Devido à impossibilidade de usar resultados experimentais em grande escala, os resultados numéricos foram utilizados para a análise. Nas equações de projeto são inseridos fatores de segurança de forma a obter um índice de confiabilidade desejável. Ambas as equações foram avaliadas quanto ao carregamento combinado de pressão externa e tração axial para os graus de aço J55 e N80Q para diferentes relações D/t e algumas conclusões foram obtidas:

- Tanto as equações de projeto do Capítulo 8 quanto as equações de projeto do anexo F apresentaram resultados de previsão de colapso inferiores aos resultados numéricos. Isso indica que os dois modelos podem ser utilizados sem comprometimento da segurança dos projetos. No entanto, a equação de projeto do Anexo F apresentou resultados mais aproximados dos resultados numéricos do que os resultados da equação de projeto do Capítulo 8 com o aumento do carregamento trativo para as relações D/t e materiais avaliados, principalmente para as maiores relações D/t avaliadas.
- As equações de projeto se aproximaram na previsão de colapso para as menores relações D/t , enquanto que apresentaram maior diferença na previsão para as maiores relações D/t avaliadas. As equações de projeto do Capítulo 8 se mostraram muito conservadoras quanto à redução na pressão de colapso causado pelo carregamento combinado para tubos de parede fina (maior relação D/t).
- As equações de projeto do Anexo F apresentaram menor incerteza quanto à previsão de colapso, quando se comparado as equações de projeto do Capítulo 8 da norma. A média e o desvio padrão do Bias das equações de projeto do Anexo F foram 1,50 e 0,27, respectivamente. Enquanto que a média e o desvio padrão do Bias das equações de projeto do Capítulo 8 foram de 2,22 e 1,13, respectivamente.

Para as equações de resistência última ao colapso, os fatores de segurança são removidos das equações e os dados do material são inseridos nas equações, resultando numa melhor aproximação com os resultados numéricos. A partir da comparação das equações de resistência última do capítulo 8 e do anexo F, conclui-se que:

- Assim como nas equações de projeto, as equações de resistência última ao colapso se aproximaram dos resultados numéricos para as menores relações D/t avaliadas.
- Notou-se que o modelo numérico foi conservador quando comparado aos poucos ensaios experimentais disponíveis para o tubo J55. Isso pode ser explicado pela anisotropia apresentada pelos tubos nos testes de tração uniaxial. Houve grande variação da tensão de escoamento do material, principalmente na região da solda. Na direção da solda, a tensão de

escoamento do material apresentava valores mais elevados do que nas outras direções. Como no modelo proposto nesse trabalho, o material foi considerado isotrópico e calibrado a partir de tubos laminados, valores mais conservadores quanto aos resultados experimentais em escala real foram obtidos. Por isso, as equações de resistência última obtiveram melhor aproximação dos resultados experimentais do que o modelo numérico para a pequena faixa de testes demonstrada. Entretanto, o modelo numérico serviu de referência para comparação das equações quanto à eficiência na previsão de colapso para carregamentos combinados com diferentes relações D/t e graus de aço.

- As equações de resistência última do Anexo F apresentaram menor incerteza quanto à previsão de colapso, quando se comparado as equações do Capítulo 8 da norma. A média e o desvio padrão do Bias das equações do Anexo F foram 1,08 e 0,18, respectivamente. Enquanto que a média e o desvio padrão do Bias das equações do Capítulo 8 foram de 1,26 e 0,25, respectivamente.

Por fim, foi realizado um estudo de caso para o dimensionamento de uma coluna de revestimento intermediário de 9-5/8” para comparar as equações de projeto da norma ISO 10400. Nesse estudo constatou-se que caso o modelo proposto no anexo F fosse utilizado em detrimento as equações no capítulo 8, seria possível utilizar tubos de grau de aço de menor tensão de escoamento ou menor espessura sem comprometimento da integridade dos poços.

6.1. Trabalhos futuros

Para completar o estudo abordado nessa dissertação, recomenda-se avaliar as equações de previsão de colapso com uma amostra maior de resultados numéricos, além de avaliar separadamente cada relação D/t , grau de aço e parâmetros de imperfeições geométricas.

Outro aspecto que pode ser acrescentado nesse trabalho é um estudo econômico da real redução no custo de construção de poços, caso o modelo do Anexo F fosse utilizado no lugar das equações de projeto do capítulo 8 da norma ISO 10400. Os preços dos tubos OCTG variam de acordo com grau do aço, espessura, além do método de fabricação. Esses valores podem variar consideravelmente de acordo com cada contrato, portanto é necessário que uma análise mais aprofundada do tema seja realizada.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] API Specification 5 CT, *Specifications for Casing and Tubing*, American Petroleum Institute, Washington, DC, 2004.
- [2] ISO 11960, *Petroleum and Natural Gas Industries - Steel Pipes for use as Casing or Tubing for Wells*, International Organization for Standardization, Geneva, 2004.
- [3] API 5C3, *Technical Report on Equations and Calculations for Casing, Tubing, and Line Pipe Used as Casing or Tubing; and Performance Properties Tables for Casing and Tubing*, Washington, DC: American Petroleum Institute, 2008.
- [4] ISO 10400, *Petroleum and Natural Gas Industries - Equations and calculations for the properties of casing, tubing, drill pipe and line pipe used as casing or tubing*, Geneva: International Organization for Standardization, 2007.
- [5] J. E. THOMAS, *Fundamentos de Engenharia de Petróleo*, 2ª ed., Rio de Janeiro: Editora Interciência, 2004.
- [6] H. G. NEVES, *Colapso de Tubos de Revestimento Submetidos à Tração Axial e Pressão Externa*, Rio de Janeiro: Tese de Mestrado - Programa de Engenharia Oceânica - COPPE/UFRJ, 2014.
- [7] S. KYRIAKIDES e E. CORONA, *Mechanics of Offshore Pipelines - Buckling and Collapse*, Austin: Elsevier, 2007.
- [8] Y. BAI, R. IGLAND e T. MOAN, *Tube collapse under combined pressure, tension and bending loads*, International Journal of Offshore and Polar Engineering, 1993.
- [9] L. W. LAKE, *Petroleum Engineering Handbook*, Richardson, TX: Society of Petroleum Engineers, 2006.
- [10] T. G. BYROM, *Casing and Liners for Drilling and Completion - Design and Application*, 2ª ed., Oxford: Elsevier, 2015.

- [11] L. A. S. ROCHA e C. T. d. AZEVEDO, *Projetos de Poços de Petróleo - Geopressões e Assentamento de Colunas de Revestimento*, Rio de Janeiro: Interciência, 2009.
- [12] W. C. LYONS, G. J. PLISGA e M. D. LORENZ, *Standard Handbook of Petroleum and Natural Gas Engineering*, Third Edition ed., Oxford: Elsevier, 2016.
- [13] J. S. CORPORATION, *Catálogo de tubos OCTG*, Tóquio, 2004.
- [14] S. TIMOSHENKO, *Theory of Elastic Stability*, New York: McGraw-Hill, 1939.
- [15] S. RAHMAN e G. CHILINGARIAN, *Casing design - theory and practice*, Amsterdam: Elsevier, 1995.
- [16] W. CLINEDINST, *A rational expression for the critical collapsing pressure of pipe under external pressure*, New York: Drilling and Production Practice API-39-383, 1939.
- [17] F. KLEVER e T. TAMANO, *A new OCTG strength equation for collapse under combined loads*, SPE 90904, Proc. SPE Drilling & Completion , 2006.
- [18] DNV-GL, *Submarine Pipeline Systems - OS - F101*, 2017.
- [19] S. H. EDWARDS e C. MILLER, *Discussion on the effect of combined longitudinal loading and external pressure on the strenght of oil-well casing*, Chicago, 1939.
- [20] J. HOLMQUIST e A. NADAI, *A theoretical and experimental approach to the problem of collapse of deep-well casing*, Dallas: API - American Petroleum Institute, 1939.
- [21] T. KYOGOKU, K. TOKIMASA, H. NAKANISHI e T. OKAZAWA, *Experimental study on the effect of axial tension load on the collapse strength of oilwell casing*, Society of Petroleum Engineers Journal, 1982.
- [22] T. TAMANO, Y. INOUE, H. MIMURA e S. YANAGIMOTO, *Examination of commercial casing collapse strength under axial loading*, Journal of Energy

Resources Technology, 1982.

- [23] P. PATILLO e N. HUANG, *Collapse of Imperfect Tubulars*, Journal of Energy Resources Technology, 1986.
- [24] T. A. NETTO, *Colapso de dutos submarinos sob pressão externa e flexão*, Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1991.
- [25] P. COSTA, *Estudo numérico-experimental do colapso de dutos submarinos sob pressão externa*, Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1990.
- [26] I. P. PASQUALINO, *Análise não-linear de elementos tubulares sob carregamento combinado*, Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1993.
- [27] A. SOUZA, *Análise numérico-experimental do colapso de dutos submarinos sob carregamentos combinados de pressão externa, flexão e tração*, Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1994.
- [28] J. N. REDDY, *An Introduction to the Finite Element Method*, McGRAW-HILL International Editions, 1984.
- [29] D. SIMULIA, ABAQUS User Manual, 6.14.
- [30] T. A. NETTO, *On the dynamics and arrest of propagating buckles in offshore pipelines*. Tese de Doutorado., Austin: University of Texas, 1998.
- [31] F. P. BEER e E. R. JONHSTON, *Resistência dos Materiais*, 3ª ed., São Paulo, SP: Pearson, 1996.
- [32] J. BELLARBY, *Well Completion Design*, vol. 56, Alberta: Elsevier, 2009.
- [33] J. A. T. BOURGOYNE, K. K. MILLHEIM, M. E. CHENEVERT e J. F. S. YOUNG, *Applied Drilling Engineering*, Richardson, TX: Society of Petroleum Engineers - SPE, 1986.

ANEXO A

MAPEAMENTO E IDENTIFICAÇÃO DOS TUBOS

A identificação e o registro de valores de imperfeições geométricas tais como ovalização inicial e variação de espessura são fundamentais para inserção no modelo numérico. Os valores de ovalização inicial foram medidos e calculados de acordo com a equação apresentada na figura 87. Os valores de variação de espessura também foram medidos e calculados, porém apenas nas bordas do tubo, conforme exibido na figura 88. Os valores obtidos são apresentados nas tabelas 51 a 60.

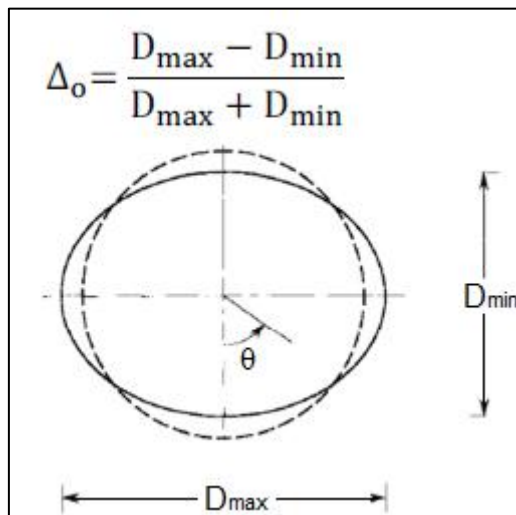


Figura 87 - Cálculo da ovalização inicial.

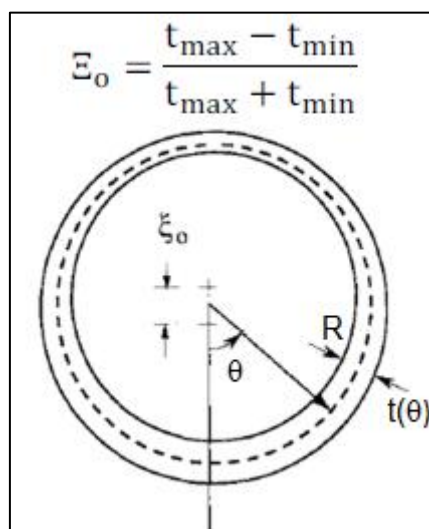


Figura 88 - Cálculo da variação de espessura.

Tabela 51 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T01.

TP15T01						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	5,06	4,9	-	1,61%
6A	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
5A	73,4	73,25	-	-	0,10%	-
4A	73,4	73,2	-	-	0,14%	-
3A	73,4	73,15	-	-	0,17%	-
2A	73,45	73,2	-	-	0,17%	-
1A	73,4	73,2	-	-	0,14%	-
OO	73,3	73,25	-	-	0,03%	-
1B	73,35	73,2	-	-	0,10%	-
2B	73,35	73,2	-	-	0,10%	-
3B	73,3	73,2	-	-	0,07%	-
4B	73,3	73,25	-	-	0,03%	-
5B	73,25	73,15	-	-	0,07%	-
6B	73,30	73,15	-	-	0,10%	-
B (Borda)	-	-	5,04	4,91	-	1,31%

Tabela 52 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T02.

TP15T02						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	5,02	4,91	-	1,11%
6A	73,35	73,15	-		0,14%	-
5A	73,55	73,05	-		0,34%	-
4A	73,4	73,15	-		0,17%	-
3A	73,55	73,2	-		0,24%	-
2A	73,35	73,2	-		0,10%	-
1A	73,4	73,1	-		0,20%	-
OO	73,35	73,1	-		0,17%	-
1B	73,25	73,15	-		0,07%	-
2B	73,3	73,15	-		0,10%	-
3B	73,4	73,15	-		0,17%	-
4B	73,35	73,2	-		0,10%	-
5B	73,3	73,15	-		0,10%	-
6B	73,35	73,2	-		0,10%	-
B (Borda)	-	-	5,06	4,92	-	1,40%

Tabela 53 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T03.

TP15T03						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	5,05	4,79	-	2,64%
6A	73,35	73,1	-	-	0,17%	-
5A	73,3	73,1	-	-	0,14%	-
4A	73,4	73,25	-	-	0,10%	-
3A	73,3	73,25	-	-	0,03%	-
2A	73,35	73,25	-	-	0,07%	-
1A	73,3	73,2	-	-	0,07%	-
OO	73,3	73,15	-	-	0,10%	-
1B	73,3	73,05	-	-	0,17%	-
2B	73,35	73,15	-	-	0,14%	-
3B	73,3	73,15	-	-	0,10%	-
4B	73,35	73,15	-	-	0,14%	-
5B	73,35	73,1	-	-	0,17%	-
6B	73,3	73,15	-	-	0,10%	-
B (Borda)	-	-	5,05	4,9	-	1,51%

Tabela 54 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T04.

TP15T04						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	5,03	4,91		1,21%
6A	73,4	73,2	-		0,14%	-
5A	73,35	73,25	-		0,07%	-
4A	73,3	73,15	-		0,10%	-
3A	73,3	73,2	-		0,07%	-
2A	73,3	73,15	-		0,10%	-
1A	73,4	73,1	-		0,20%	-
OO	73,35	73,15	-		0,14%	-
1B	73,2	73,05	-		0,10%	-
2B	73,25	73,05	-		0,14%	-
3B	73,25	73,1	-		0,10%	-
4B	73,25	73,1	-		0,10%	-
5B	73,25	73,1	-		0,10%	-
6B	73,3	73,15	-		0,10%	-
B (Borda)	-		5,04	4,93		1,10%

Tabela 55 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP15T05.

TP15T05						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	5,01	4,93	-	0,80%
6A	73,35	73,15	-		0,14%	-
5A	73,3	73,15	-		0,10%	-
4A	73,35	73,15	-		0,14%	-
3A	73,4	73,2	-		0,14%	-
2A	73,4	73,05	-		0,24%	-
1A	73,35	73,1	-		0,17%	-
OO	73,3	73,1	-		0,14%	-
1B	73,35	73,1	-		0,17%	-
2B	73,35	73,25	-		0,07%	-
3B	73,3	73,1	-		0,14%	-
4B	73,3	73,2	-		0,07%	-
5B	73,4	73,2	-		0,14%	-
6B	73,3	73,15	-		0,10%	-
B (Borda)	-	-	5,04	4,93		1,10%

Tabela 56 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T01.

TP24T01						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	3,18	2,99	-	3,08%
6A	73,35	73,2	-	-	0,10%	-
5A	73,35	73,25	-	-	0,07%	-
4A	73,35	73,3	-	-	0,03%	-
3A	73,35	73,25	-	-	0,07%	-
2A	73,35	73,2	-	-	0,10%	-
1A	73,35	73,3	-	-	0,03%	-
OO	73,5	73,3	-	-	0,14%	-
1B	73,55	73,35	-	-	0,14%	-
2B	73,4	73,3	-	-	0,07%	-
3B	73,45	73,3	-	-	0,10%	-
4B	73,4	73,25	-	-	0,10%	-
5B	73,4	73,3	-	-	0,07%	-
6B	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
B (Borda)	-	-	3,32	2,99	-	5,23%

Tabela 57 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T02.

TP24T02						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-		3,19	3,07		1,92%
6A	73,55	73,35	-		0,14%	-
5A	73,5	73,3	-		0,14%	-
4A	73,5	73,3	-		0,14%	-
3A	73,5	73,3	-		0,14%	-
2A	73,55	73,3	-		0,17%	-
1A	73,4	73,25	-		0,10%	-
OO	73,5	73,3	-		0,14%	-
1B	73,45	73,25	-		0,14%	-
2B	73,55	73,25	-		0,20%	-
3B	73,45	73,3	-		0,10%	-
4B	73,45	73,3	-		0,10%	-
5B	73,45	73,3	-		0,10%	-
6B	73,45	73,3	-		0,10%	-
B (Borda)	-		3,2	3,02		2,89%

Tabela 58 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T03.

TP24T03						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	3,16	3,07	-	1,44%
6A	73,45	73,2	-	-	0,17%	-
5A	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
4A	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
3A	73,45	73,3	-	-	0,10%	-
2A	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
1A	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
OO	73,5	73,35	-	-	0,10%	-
1B	73,6	73,4	-	-	0,14%	-
2B	73,55	73,4	-	-	0,10%	-
3B	73,55	73,4	-	-	0,10%	-
4B	73,45	73,25	-	-	0,14%	-
5B	73,35	73,2	-	-	0,10%	-
6B	73,35	73,2	-	-	0,10%	-
B (Borda)	-	-	3,43	3,04	-	6,03%

Tabela 59 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T04.

TP24T04						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-	-	3,17	3,02		2,42%
6A	73,4	73,25	-		0,10%	-
5A	73,5	73,3	-		0,14%	-
4A	73,5	73,5	-		0,14%	-
3A	73,5	73,3	-		0,14%	-
2A	73,45	73,3	-		0,10%	-
1A	73,5	73,35	-		0,10%	-
OO	73,5	73,35	-		0,10%	-
1B	73,5	73,35	-		0,10%	-
2B	73,45	73,3	-		0,03%	-
3B	73,5	73,35	-		0,10%	-
4B	73,45	73,35	-		0,07%	-
5B	73,5	73,35	-		0,10%	-
6B	73,4	73,35	-		0,03%	-
B (Borda)	-	-	3,21	2,99		3,55%

Tabela 60 - Valores máximos e mínimos do diâmetro e espessura do tubo TP24T05.

TP24T05						
Seções	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	t _{máx} (mm)	t _{min} (mm)	Δ _o	Ξ _o
A (Borda)	-		3,21	3,04		2,72%
6A	73,45	73,25	-		0,14%	-
5A	73,4	73,3	-		0,07%	-
4A	73,45	73,35	-		0,07%	-
3A	73,45	73,35	-		0,07%	-
2A	73,45	73,3	-		0,10%	-
1A	73,45	73,3	-		0,10%	-
OO	73,5	73,3	-		0,14%	-
1B	73,45	73,25	-		0,14%	-
2B	73,45	73,3	-		0,10%	-
3B	73,4	73,3	-		0,07%	-
4B	73,4	73,3	-		0,07%	-
5B	73,4	73,3	-		0,07%	-
6B	73,4	73,3	-		0,07%	-
B (Borda)	-	-	3,24	3,04		3,18%

ANEXO B

RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A execução dos testes consiste basicamente na aplicação de uma carga axial constante nos tubos, e em seguida, aplicação de pressão hidrostática até o alcance da pressão de colapso. Após a montagem da amostra, a Câmara Hiperbárica Horizontal (CHH) é preenchida com água até que todo o ar do seu interior seja removido. Após a aplicação da carga de tração desejada, a pressurização é iniciada com uma taxa de 50 psi/min. Ao longo do teste, a curva pressão *versus* tempo é armazenada até o tubo ser colapsado. O momento do colapso é facilmente detectado pelo som e pela queda de pressão abrupta no interior da CHH. As curvas pressão *versus* tempo são exibidas nas figuras 89 a 100.

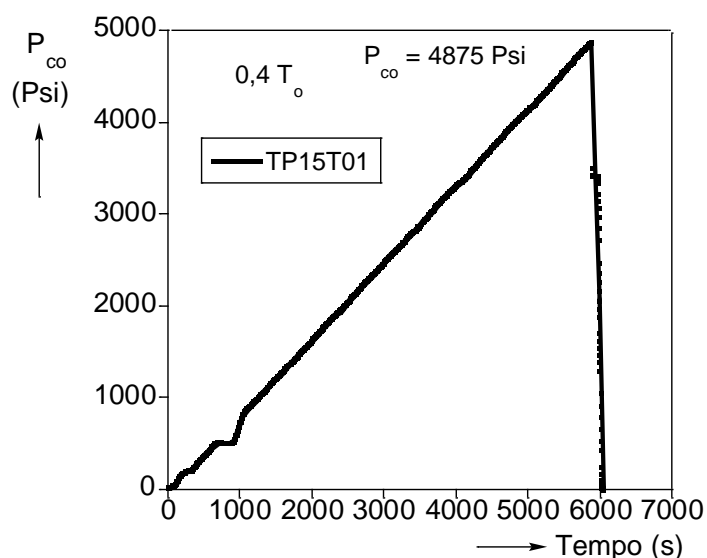


Figura 89 - Curva Pressão x Tempo - TP15T01

No teste do tubo TP15T02 ocorreram três tentativas até o colapso do tubo. Na primeira tentativa, houve rompimento da solda entre o tubo e os flanges. Na segunda tentativa, a pressão externa chegou aos 4400 psi e como a pressão prevista para o colapso era inferior, o teste foi interrompido. Após a desmontagem da amostra, foi constatado um vazamento de fluido para o interior do tubo pela solda. Apenas na terceira tentativa, o teste foi concluído, porém o valor da pressão de colapso ficou acima do valor esperado. Acredita-se que houve encruamento do material devido às tentativas anteriores, causando um aumento na resistência ao colapso. Uma resina selante foi utilizada para evitar qualquer vazamento pela solda.

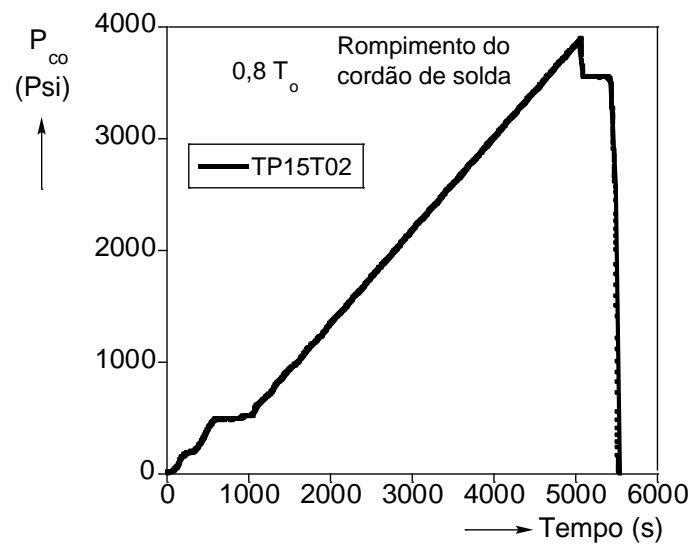


Figura 90 - 1º Tentativa Curva Pressão x Tempo - TP15T02

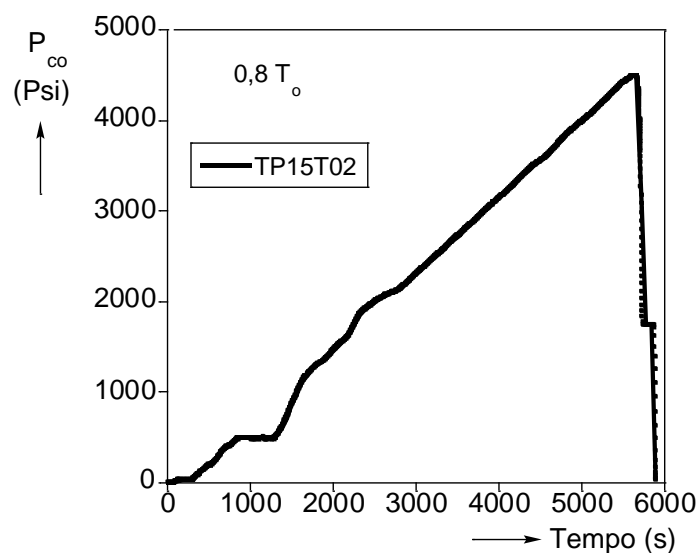


Figura 91 - 2º Tentativa Curva Pressão x Tempo - TP15T02

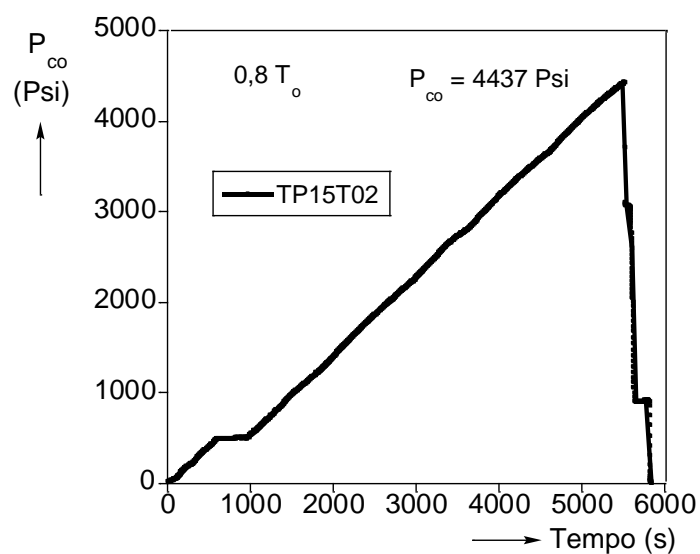


Figura 92 - 3º Tentativa Curva Pressão x Tempo - TP15T02

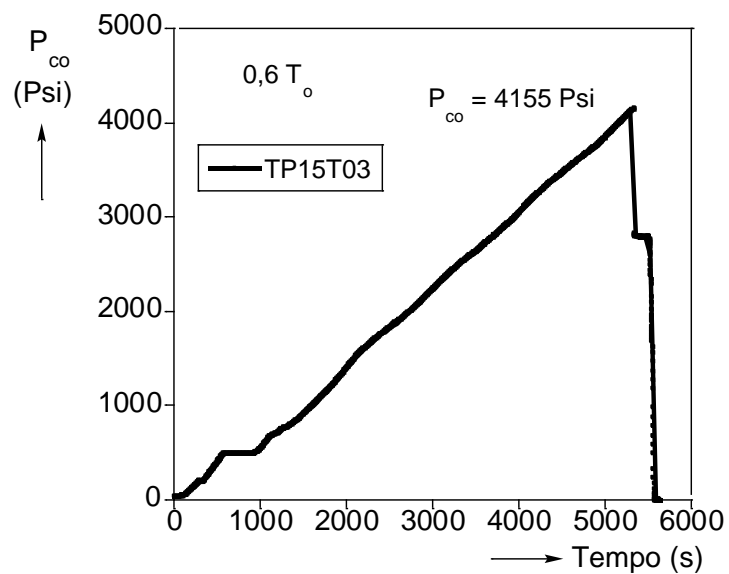


Figura 93 - Curva Pressão x Tempo - TP15T03

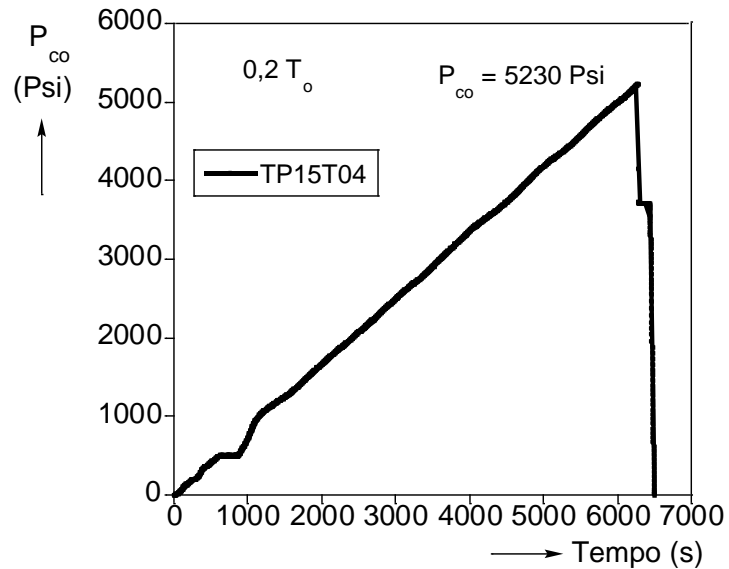


Figura 94 - Curva Pressão x Tempo - TP15T04

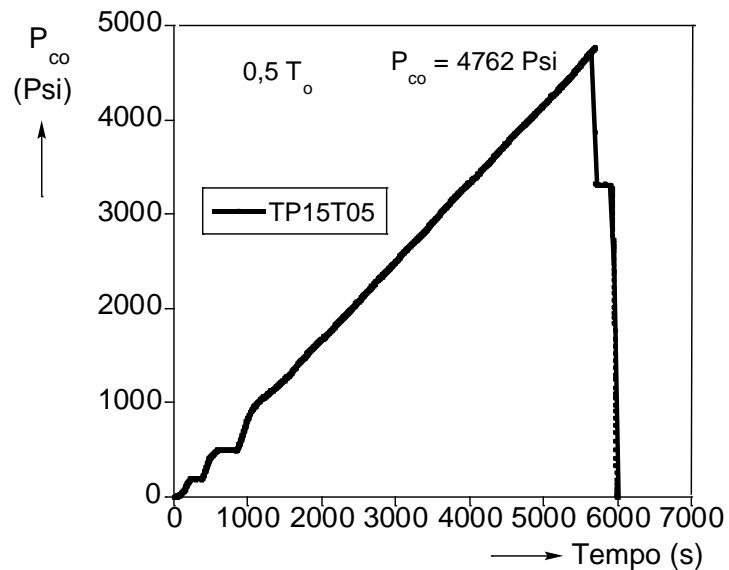


Figura 95 - Curva Pressão x Tempo - TP15T05

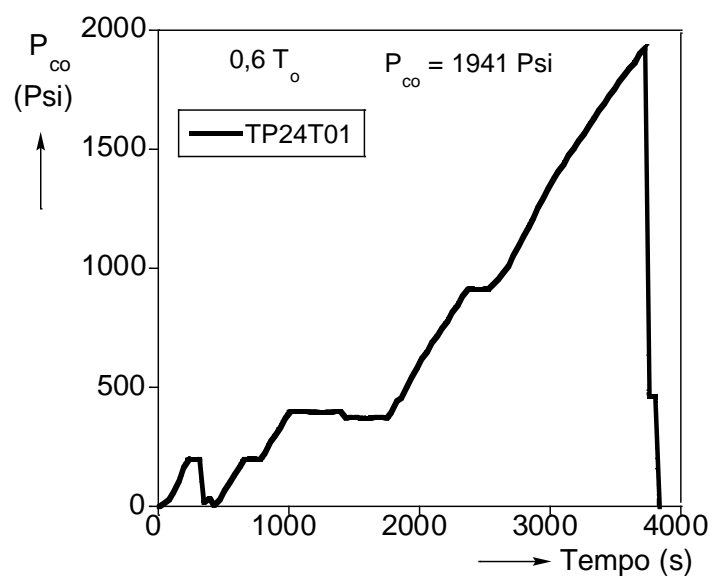


Figura 96 - Curva Pressão x Tempo - TP24T01

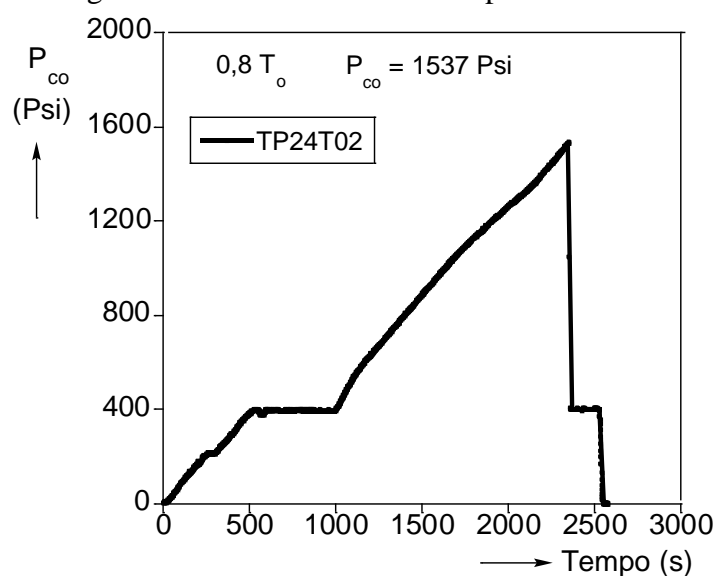


Figura 97 - Curva Pressão x Tempo - TP24T02.

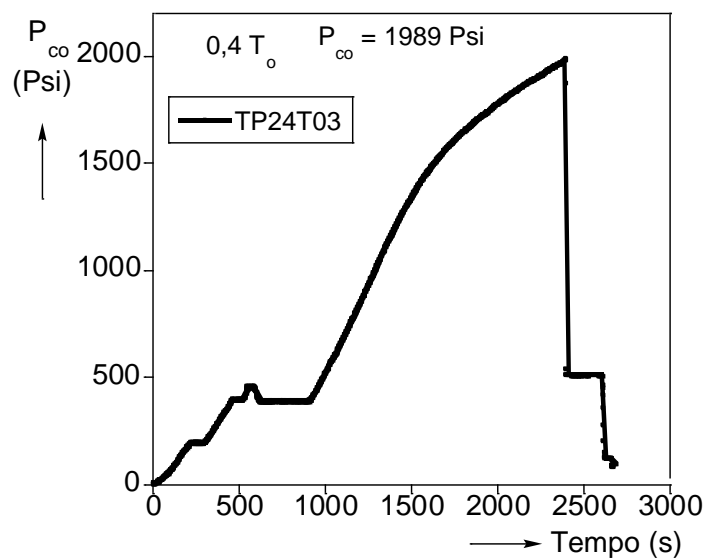


Figura 98 - Curva Pressão x Tempo - TP24T03.

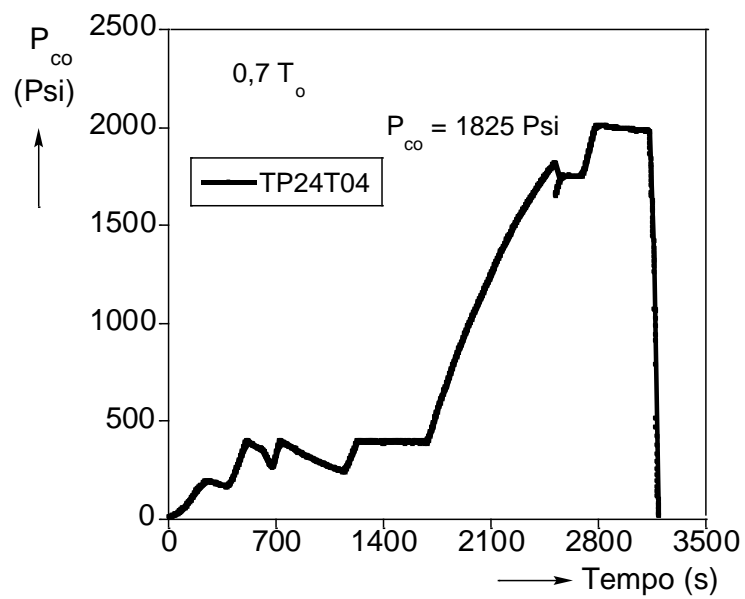


Figura 99 - Curva Pressão x Tempo - TP24T04.

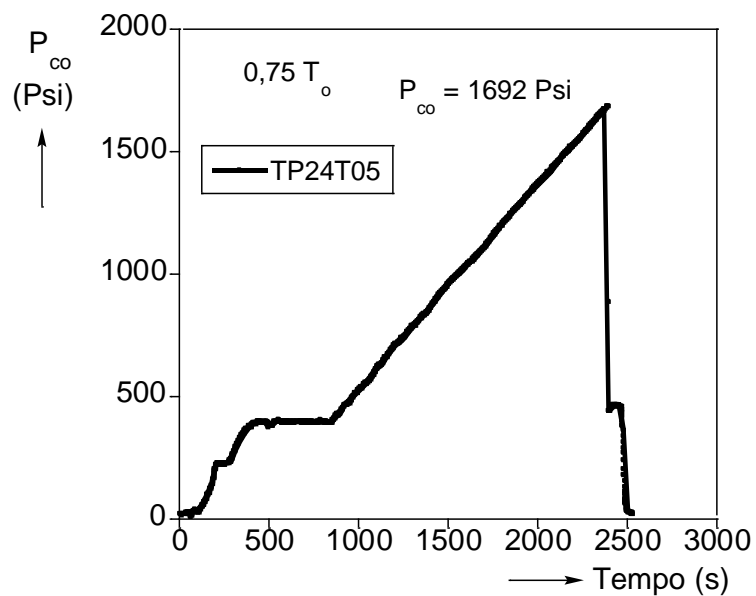


Figura 100 - Curva Pressão x Tempo - TP24T05.